



Forskning i aeroelasticitet - EFP-98

Aagaard Madsen, H.

Publication date:
1999

Document Version
Publisher's PDF, also known as Version of record

[Link back to DTU Orbit](#)

Citation (APA):
Aagaard Madsen, H. (Ed.) (1999). *Forskning i aeroelasticitet - EFP-98*. Denmark. Forskningscenter Risoe. Risoe-R No. 1129(DA)

General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

Forskning i Aeroelasticitet - EFP-98

Redigeret af Helge Aagaard Madsen

Resume

I rapporten præsenteres hovedresultaterne fra ”Program for forskning i aeroelasticitet EFP-98”, der er gennemført i et samarbejde mellem DTU og Risø samt vindmølleindustrien i perioden fra juli 98 til juni 99.

Projektet har haft følgende milepæle:

- Designforslag til afhjælpning af dobbeltstall på eksisterende vinger.
- Undersøgelse af bladelementmodellen (BEM) m.h.t. tipkorrektion og turbulent indstrømning (vindretningsændringer).
- Opstilling af dynamiske profildata for aeroelastiske beregninger.
- Grænser for dynamisk stabilitet for eksisterende MW møller.
- Kobling af optimeringsprogram til aeroelastisk model for optimering af mølledynamik.
- Afklaring af aerodynamik for stillestående rotor i forbindelse med ekstremlastberegning.

Udover disse forskningsemner har der også været en indsats på en række andre områder, ofte i et tæt samarbejde med industrien omkring løsning af akutte problemstillinger, eksempelvis analyse af ekstremlastsituationer.

Under arbejdet med opstilling af designforslag til afhjælpning af dobbeltstall er flere forskellige løsningsmuligheder undersøgt. Den mest lovende ser ud til at være en modifikation af profilers forkant, således at den laminare separationsbobbel stabiliseres, og faren for forkantsseparation (bursting) reduceres. Løsningen vil nu blive afprøvet i fuldskala såvel som ved vindtunnelforsøg.

Nøjagtigheden af tipkorrektionen i BEM modellen er vurderet ved sammenligning med aksiel induktion beregnet med en nyudviklet actuator linie model og ser ud til at være ganske god. Endvidere er der udviklet en ny model, hvor en 3D actuator disc model er koblet til det aeroelastiske program HawC, og resultater for beregninger i yaw præsenteres.

En detaljeret sammenligning af dynamiske profildata beregnet med 2D CFD programmet EllipSys og vindtunnelmålinger har vist en rimelig kvalitativ overensstemmelse men betydelige kvantitative afvigelser. Flere stationære vindtunnelmålinger med høj nøjagtighed er nødvendige for en yderligere verifikation af CFD beregningerne.

Numeriske optimeringsroutiner er koblet til det aeroelastiske program HawC, således at en stor del af inputparametrene kan være optimeringsvariable, og objekt-funktionen kan f.eks være belastningen i et vilkårligt punkt på møllen. Programmets muligheder er bl.a. illustreret ved optimering af mølleakslens stivhed m.h.t. minimum flaplast.

Opstilling af et programkompleks for vurdering af stabilitet på MW møller er påbegyndt, og foreløbig er en detaljeret modellering af en LM19.1 vinge gennemført. Bl.a. er rotationen af bladsnittene ud langs radius udregnet, hvilket er en væsentlig parameter for risikoen for kantsvingninger.

Endelig har en 3D CFD beregning på en stillestående vinge m.h.b. på vurdering af ekstrembelastninger givet ny information om C_D fordelingen ud langs vingen.

Arbejdet er udført under EFP-98 projektet ”Program for forskning i Aeroelasticitet 98-99”. Journalnr. 1363/98-0005.

Forsidebilledet viser et vindmølleblad modelleret i Finite Element programmet ANSYS og med påført belastning fra en 3D CFD beregning med programmet EllipSys

ISBN 87-550-2600-1

ISBN 87-550-2602-8 (Internet)

ISSN 0106-2840

Afdelingen for Informationsservice, Risø, 1999

Indhold

Forord 6

1 Introduktion 7

2 Analyse og afhjælpning af dobbeltstall 7

- 2.1 Introduktion 7
- 2.2 Analyse af fuldskaletmålinger 8
- 2.3 Vindtunnelmålinger på NACA 63-215 10
- 2.4 Modifikation af NACA 63-415 12
- 2.5 Referencer 15

3 Inducerede hastigheder og validering af Prandtl's tiptabs korrektion 16

- 3.1 Introduktion 16
- 3.2 Den Numeriske Model 16
- Resultater 17
- 3.4 Referencer 20

4 Udvikling af en effektiv aktuator disk model 21

- 4.1 Introduktion 21
- 4.2 Matematisk og numerisk formulering 21
- 4.3 Konvergens 22
- 4.4 Resultater 22
- 4.5 Videreudvikling 24
- 4.6 Referencer 24

5 Kobling af HawC til 3D actuator disc model 24

- Introduktion 24
- 5.2 Ny model 24
- 5.3 Actuator disc beregninger med konstant belastning. 27
- Aksiel strømning 27
- Strømning ved yaw 27
- 5.4 Beregninger med den nye model HawC-3D 28
- Aksiel strømning 28
- 30 graders yaw 29
- Opsummering af resultaterne i yaw 30
- 5.5 Referencer 31

6 Opstilling af dynamiske profildata for aeroelastiske beregninger 32

- 6.1 Introduktion 32
- 6.2 Problem 32
- Metode 33
- Navier-Stokes løser 33
- Dæmpnings-beregninger 33
- Pitchsvingninger 34
- Flapsvingninger 34
- Betydning af hældning og åbning af α / C_n loops 35
- 6.5 Dynamisk stall resultater 37
- Pitchsvingninger 37
- Flapsvingninger 44

Konklusion 44
6.8 Referencer 45

7 Afklaring af aerodynamik for stillestående rotor i forbindelse med ekstremlastberegning 46

Introduktion 46
7.2 Metode 46
7.3 Resultater 47
Konklusion 50
7.5 Referencer 51

8 Kobling af optimeringsprogram til aeroelastisk model for optimering af mølledynamik 51

8.1 Introduktion 51
8.2 Optimeringsprogram 52
Numerisk optimering 52
Fysisk model 54
Aeroelastiske beregninger af tidsserier 55
HawC 56
Modalanalyse/ beregning af kvasi-statisk aerodynamisk dæmpning 56
8.3 Dynamisk tilpasning af rotoregenfrekvenser 56
Akselstivhed 57
Tårnstivhed 59
Optimering af svingningsretning 60
Offset i svingningsretning 60
Svingningsretning som funktion af radius 62
8.5 Konklusion 65
8.6 Referencer 65

9 Grænser for dynamisk stabilitet for eksisterende MW møller 66

9.1 Introduktion 66
Grundlag for modellering af blad med ANSYS 66
9.3 Eksempel med LM-19.1 bladet 67
Ansys model 67
HawC model 69
Beregning af egenfrekvenser og modalformer 69
9.5 Belastning med enkeltkræfter 72
9.6 Kvasistatisk aerodynamisk belastning 73
Belastning i ANSYS 73
Belastning i HawC 75
Resulterende deformationer 75
9.7 Dynamisk analyse i ADAMS 77
Status for anvendelse af ADAMS på Risø 78
Fremtidig anvendelse af ADAMS 79
9.8 Konklusion 79

10 Samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet 80

10.1 Tidsskriftartikler 80
10.2 Konferenceindlæg 80
10.3 Rapporter 81
10.4 Resultatblade 81

Forord

”Program for forskning i aeroelasticitet EFP 98-99” er gennemført i et samarbejde mellem DTU og Risø samt vindmølleindustrien i perioden fra juli 98 til juni 99. Resultater fra projektet er løbende blevet formidlet til industrien gennem et tæt samarbejde på mange områder, som samtidig har givet værdifuldt input til projektet ved uundværlige eksperimentelle resultater.

Mange forskellige medarbejdere ved DTU og Risø har været involveret i projektarbejdet og dermed også bidraget til den aktuelle rapport, som indeholder en sammenfatning af projektets resultater.

På DTU er det især følgende personer fra Institutet for Energiteknik, der har arbejdet på projektet:

Stig Øye
Jens Nørkær Sørensen
Martin O.L. Hansen
Wen Zhong Shen
Robert Mikkelsen
Mac Gaunaa

På Risø er det hovedsageligt medarbejderne i Programmet Aeroelastisk Design (AED), der har arbejdet på projektet:

Christian D. Bak
Franck Bertagnolio
Kristian Skriver Dahl
Peter Fuglsang
Jeppe Johansen
Gunner C. Larsen
Jørgen Thirstrup Petersen
Flemming Rasmussen
Niels N. Sørensen
Kenneth Thomsen
Torben J. Larsen
Helge Aagaard Madsen

I rapporten er de forskellige emner behandlet forholdsvis kortfattet med vægt på at præsentere hovedresultaterne indenfor de forskellige områder. For en mere uddybende behandling af emnerne henvises til referencerne til tidsskriftartikler, konferenceindlæg, resultatblade og rapporter. Endelig er der til slut i rapporten en samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet.

1 Introduktion

“Program for forskning i aeroelasticitet” er udarbejdet som et løbende fem-års forskningsprogram med årlige evalueringer og formulering af delmål og milepæle i interaktion mellem vindmølleindustrien og en følgegruppe. Projektet indeholder aktiviteter med langsigtede mål såvel som aktiviteter, der går i retning af løsning af mere akutte problemstillinger. Indenfor EFP-98 projektet har indsatsen være koncentreret omkring følgende 6 delmål:

- Designforslag til afhjælpning af dobbeltstall på eksisterende vinger.
- Undersøgelse af bladelementmodellen (BEM) m.h.t. tipkorrektion og turbulent indstrømning (vindretningsændringer).
- Opstilling af dynamiske profildata for aeroelastiske beregninger.
- Grænser for dynamisk stabilitet for eksisterende MW møller.
- Kobling af optimeringsprogram til aeroelastisk model for optimering af mølledynamik.
- Afklaring af aerodynamik for stillestående rotor i forbindelse med ekstremlastberegning.

projektet har 6 delmål

Herudover har der i projektperioden været et tæt samarbejde med industrien og ikke mindst omkring mere akutte problemstillinger. Oftest er dette samarbejde foregået i fortrolighed, således at udarbejdede rapporter og andet skriftligt materiale ikke umiddelbart kan offentliggøres. Det giver imidlertid en positiv ”spin off” effekt gennem at få modeller og teorier afprøvet på helt konkrete og vigtige problemstillinger, og som dermed er med til at styre den fortsatte udvikling og forskning.

herudover samarbejde med industrien omkring løsning af akutte problemstillinger

2 Analyse og afhjælpning af dobbeltstall

2.1 Introduktion

Effektmålinger på stallregulerede vindmøller har vist, at der kan optræde to eller flere tydeligt adskilte niveauer ved maksimal effekt. Fænomenet, der betegnes dobbeltstall, er uønsket af flere grunde. Forskellen i både maksimaleffekt og laster på vingerne kan være op til 25%. Det betyder, at fænomenet kan give usikkerhed i vurderingen af årsproduktionen og de maksimale laster.

Siden de første observationer af dobbeltstall er der fremkommet mange idéer om, hvad årsagen til fænomenet er. Som eksempler kan nævnes:

- ændring af vingens ruhed (insekter/regn), vindens turbulens og/eller krøje-fejl,
- is- eller saltkrystaller på vingens overflade,
- stallhysterese og
- laminar separationsboble ved vingens forkant.

Det har ikke været muligt i forbindelse med observationer af dobbeltstall på fuldskalarotorer med sikkerhed at afgøre, hvilke ydre parametre der forårsager skiftet i effektniveau. Imidlertid har en laminar separationsboble ved vingens forkant været genstand for flere undersøgelser som beskrevet af Bak et al. [2-4]

dobbeltstall er flere tydeligt adskilte niveauer ved maksimal effekt

det er ikke med sikkerhed afgjort hvad årsagen er

et sammenbrud af en laminar separationsboble på vingernes forkant kan være årsagen

og Madsen [2-9]. Disse undersøgelser blev foretaget, da vindtunnelmålinger viste, at der kunne opstå pludselige skift i kræfterne på et NACA 63-215-profil, uden at nogen parametre blev ændret, hvilket pegede på en laminar separationsboble som en mulig forklaring. Undersøgelserne viste, at den laminare separationsboble er et recirkulerende område i strømmingen, som opstår ved omkring 1% kordelængde og har en længde af omkring 2% kordelængde. Ved boblens midte/bagkant slår grænselaget om fra at være laminart til at være turbulent (transition). Dette medfører, at strømmingen kan hæfte sig til profilets overflade igen, så resultatet er en afgrænset boble. Imidlertid viste undersøgelserne, at et sammenbrud af denne boble kan indtræffe, hvorved strømmingen ikke hæfter sig til profilets overflade, og resultatet derfor er et forkantsstall. Et pludseligt sammenbrud af boblen giver derfor anledning til en pludselig reduktion af kræfterne på profilet med en tydelig reduktion af effekten og lasterne som resultat. En konklusion af disse undersøgelser var, at det specifikke strømningsforløb omkring boblen afhænger nøje af profilets geometri ved forkanten og, at det derfor er sandsynligt, at profiler kan designes, så en vindmølle udviser reduceret eller ingen dobbeltstall. For NACA 63-nnn profilerne, der benyttes på danske vindmøller, kan fænomenet ifølge Gault [2-8] opstå på profiler med mellem 12% og 18% relativ tykkelse afhængig af bl.a. krumningen af profilet.

På baggrund af de tidligere undersøgelser er der således valgt to måder at analysere dobbeltstall på:

- 1) Yderligere analyse og forståelse af dobbeltstall ud fra målinger på fuldskala rotor, da årsagen til hvorfor og hvornår dobbeltstall indtræffer, ikke er fuldt afdækket endnu.
- 2) Under forudsætning af, at dobbeltstall kan relateres til strømmingen omkring profilet er det søgt at afhjælpe fænomenet på to måder:
 - Ved at montere aerodynamiske anordninger på profilets forkant (trip-tape og zig-zag-tape).
 - Ved at lave et nyt design af forkanten på de eksisterende profiler.

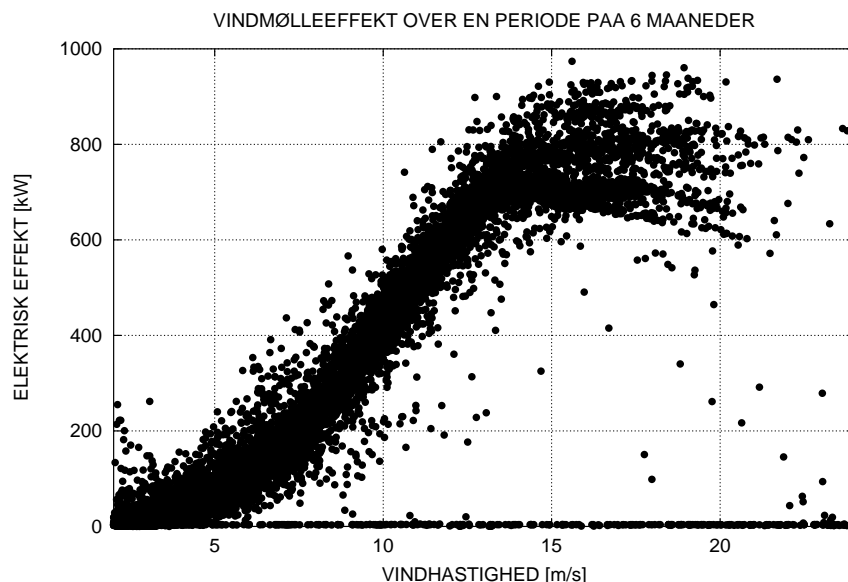
undersøgelserne fortæller, hvor fuldskalamålinger, vindtunnelmålinger og et nyt design af vingernes forkant indgår i forsøget på at forstå og afhjælpe dobbeltstall

I analysen af dobbeltstall er der således foretaget:

- 1) En analyse af målinger på fuldskalamøller på forskellige, hovedsageligt udenlandske placeringer.
- 2) Vindtunnelmålinger på et NACA 63-215 profil for at undersøge reproducerbarheden for dobbeltstall samt strømmingens følsomhed over for tilstedeværelse af trip-tape og zig-zag-tape.
- 3) En modifikation af NACA 63-415 profilernes design, så der ingen tendens er til dobbeltstall.

2.2 Analyse af fuldskalamålinger

Indenfor projektet har der været en god kontakt til forskellige vindmøllefabrikanter omkring dobbeltstall. Da fænomenet er uønsket, er det klart, at detaljerede observationer for en bestemt placering oftest ikke ønskes offentliggjort. Derfor vil der kun blive vist et par figurer til at understøtte nogle hovedkonklusioner fra analyse af målinger fra forskellige placeringer.



Figur 2-1. Effektkurve for en vindmølle i komplekst terræn over en periode på 6 måneder. De viste punkter er 10 minutters midelværdier. Kun hvert 10. målepunkt er optegnet.

Ændringer i maksimaleffekten kan observeres både over lange og korte perioder. Ved analyse af effektmålinger over en lang periode ses en betydelig spredning på maksimal effekten, specielt i komplekst terræn som på Figur 2-1, hvor effekten over en periode på 6 måneder er optegnet. Forskellige niveauer for maksimaleffekten kan skimtes, og det ses, at der er en betydelig variation af maksimaleffekten. Analyseres effektkurverne derimod over kortere perioder som f.eks. svarende til en uge, udviser disse betydeligt mindre spredning. Der synes altså at være en gradvis ændring af maksimaleffekten for en tidsperiode på flere måneder, hvilket peger mod, at årsagen til ændring i maksimaleffekten er en ruhedsændring på vingerne. Imidlertid har det ikke været muligt i målinger, hvor også nedbøren er målt, at finde en klar korrelation mellem maksimaleffekt og nedbør. Det kan skyldes, at man må forvente to forskellige effekter af nedbør: 1) dels en øget ruhed p.g.a. nedbøren og 2) dels en reduceret ruhed ved at nedbøren renser vingerne. Efter at nedbøren er ophørt, burde tendensen dog være en øget maksimaleffekt, hvis årsagen til den reducerede effekt skyldes ruhed. Korrelation med andre parametre som f.eks. krøjefejl, vindretning og turbulensintensitet viser ingen sammenhæng.

Den anden type ændring i maksimaleffekten, der også ses, er skift i effektniveau indenfor ganske kort tid, hvor tidsskalaen er 1 time eller mindre. I Figur 2-2 er vist et forløb, hvor vindhastigheden indenfor en time stiger fra ca. 10 til 20 m/s. Det fører til, at møllen kører op på et meget højt effektniveau på ca. 900 kW. Efter kørsel i 1-2 timer på dette niveau stopper møllen kortvarigt (under 10 minutter) og starter herefter op og kører ved et effektniveau, der er ca. 100 kW lavere. Der er ikke observeret nedbør eller ændringer i vindretningen, krøjefejlen eller turbulensintensiteten. Det mest usædvanlige synes at være den hurtige stigning i vindhastigheden fra 10-20 m/s, som måske kan give en slags hysteresse effekt.

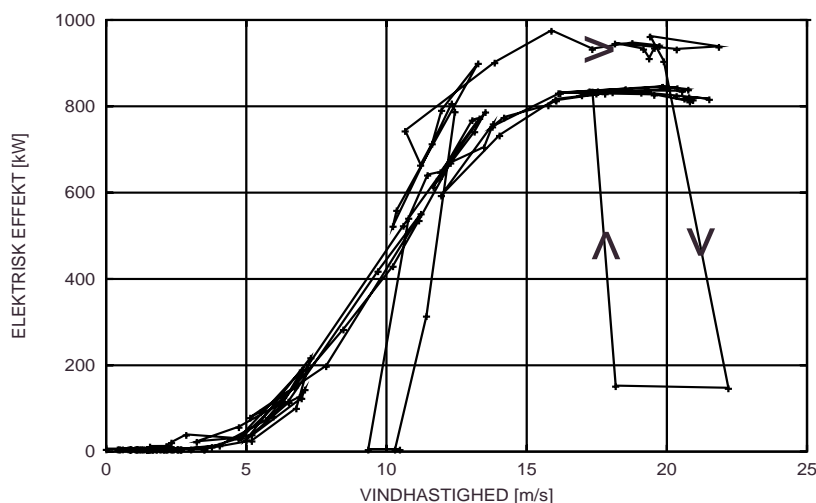
Nogle af profilerne benyttet på vingerne har ved vindtunnelmålinger vist sig at have mindst to niveauer for opdrift og modstand for fastholdt indfaldsvinkel som beskrevet i Afsnit 2.3. De har desuden vist sig at være følsomme over for ruhed. Fuldsalamålingerne har imidlertid ikke afsløret om årsagen til dob-

i fuldsalamålinger i komplekst terræn er flere niveauer af maksimaleffekt observeret

ændringer i maksimal effekten over lang tid peger på at ruhed på vingerne kan være årsagen

ændringer i maksimal effekten over kort tid tyder på en slags hysteresse effekt

beltstall er de forskellige niveauer for opdrift og modstand, eller om årsagen er ruhed.



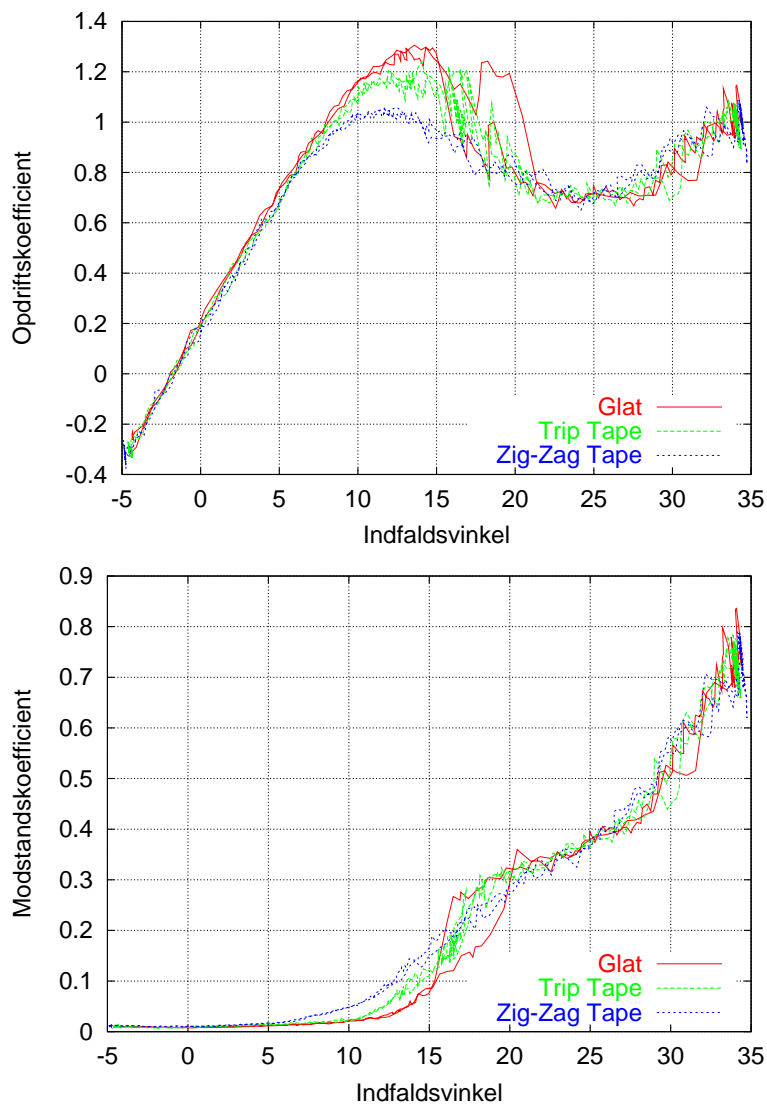
Figur 2-2. Effektmåling på en vindmølle over en periode på en uge.

2.3 Vindtunnelmålinger på NACA 63-215

To tidligere målekampagner i VELUX-vindtunnelen viste, at der kan optræde to eller flere niveauer for den målte kraft på et NACA 63-215 profil, når profilet staller, uden at der blev foretaget ændringer i middeldriftssituationen (Fuglsang et al.) [2-6]. Målingerne på profilet blev således foretaget for at undersøge, om dobbeltstall kan reproducere og for at undersøge profilets følsomhed over for aerodynamiske anordninger på forkanten. Målinger på tre forskellige konfigurationer af profilet blev foretaget:

1. Glat profil,
2. Trip-tape som havde en højde på 0.053% kordelængde og længde på 0.67% kordelængde blev påsat ved 0.5% kordelængde,
3. Zig-zag-tape, 90°, som havde en højde på 0.078% kordelængde og længde på 2.4% kordelængde blev centreret også ved 0.5% kordelængde.

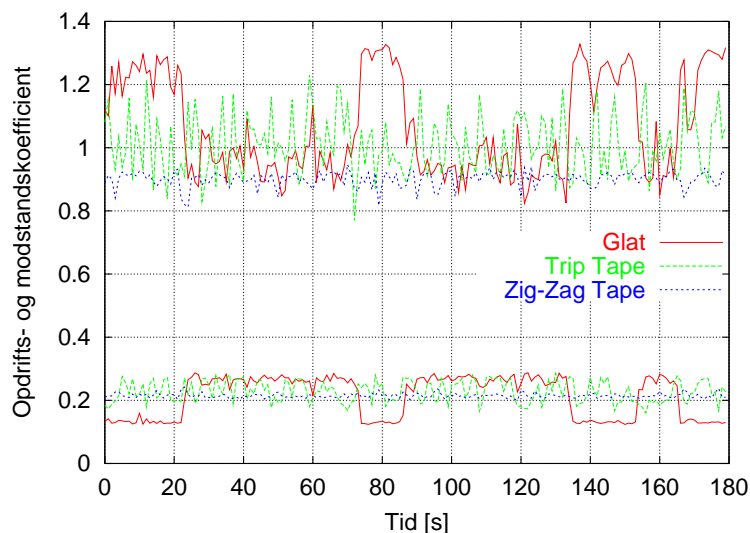
De aerodynamiske anordninger blev sat på der, hvor den laminare separationsboble forventedes at opstå. Ved et Reynoldstal på 1.25×10^6 blev der foretaget målinger i indfaldsvinkelintervallet fra -5° til 35° , hvor indfaldsvinklen blev ændret ved en reduceret frekvens på 1.3×10^{-4} . Desuden blev der målt ved en fast vinkel på ca. 17° , hvilket svarer til dybt stall, idet $C_{L,max}$ opnås ved omkring 14° . Resultaterne ses i Figur 2-3 og Figur 2-4.



*ruhed på profilets forkant
ændrer væsentligt ved pro-
filets ydeevne*

Figur 2-3. Profilkarakteristika for NACA 63-215 profilet: 1) Glat, 2) med trip-tape og 3) med zig-zag-tape. Øverst ses opdriftskoefficienten og nederst modstandskoefficienten.

pludselige skift i opdrift og modstand kan ses ved fastholdt indfaldsvinkel



Figur 2-4. Opdrifts og modstandskoefficient som funktion af tiden ved fast indfaldsvinkel på omkring 17° for NACA 63-215 profilet: 1) Glat, 2) med trip-tape og 3) med zig-zag-tape.

dobbeltstall kan fjernes ved at klistre zig-zag-tape på vingens forkant, men virkningsgraden forringes

Resultaterne viser følgende:

- Pludselige skift i opdrifts- og modstandsniveauet optræder på NACA 63-215-profilet uden at der ændres ved middeldriftssituationen (se Figur 2-4).
- De pludselige skift i niveauerne, som er set ved tidligere målekampagner, kan reproducere.
- De pludselige skift i niveauerne kan elimineres vha. zig-zag-tape på profilets forkant (se Figur 2-3 og Figur 2-4). Dette giver dog anledning til mindre maksimal opdrift og større modstand på profilet.
- Blot en lille ændring på overfladen i form af trip-tape ved forkanten af profilet giver en tydelig ændring af profilets karakteristik (Figur 2-3).
- Forudsat at dobbeltstall relaterer til de pludselige skift i niveauerne, og at der benyttes NACA 63-215-profiler, kan dobbeltstall derfor afhjælpes ved at montere zig-zag-tape på profilets forkant. Dette vil dog stabilisere effekten på det laveste af de niveauer, der optræder ved dobbeltstall.

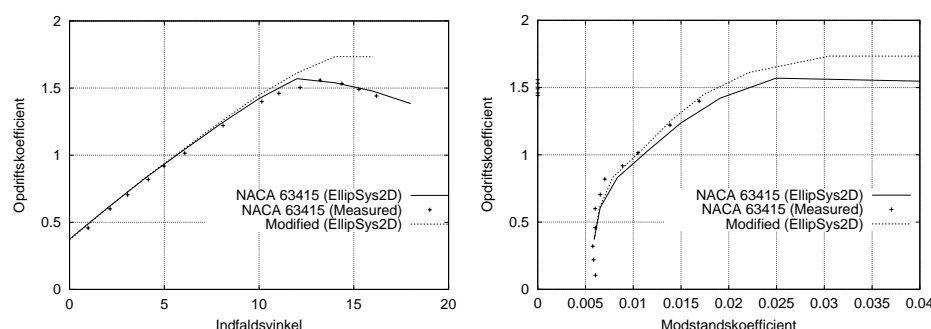
2.4 Modifikation af NACA 63-415

dobbeltstall kan fjernes ved at sætte en ny forkant på eksisterende vinger

Bak et al. [2-4] og Madsen [2-9] konkluderede, at en ændring af forkanten på eksisterende profiler, der udviser dobbeltstall, kan afhjælpe fænomenet. Det er forsøgt at modificere forkanten på NACA 63-415-profilet, som benyttes på vindmøllevinger. Ændringen i profilformen er foretaget vha. profildesignværktøjet *AIRFOIL*, Fuglsang og Dahl [2-7], der baserer sig på numerisk optimering, hvor strømmingen omkring profilet beregnes vha. *XFOIL* (Drela, [2-5]). Ved at optimere efter udvalgte kriterier opnås et optimalt profil i forhold til kriterierne. Modifikationen, som var afgrænset til profilets næse, blev således designet ved at optimere glidetallet ved indfaldsvinklerne $\alpha=2^\circ$ og $\alpha=10^\circ$ ved et Reynoldstal på 3×10^6 . For at undgå dobbeltstall skulle vinklen mellem sugesiden og det oprindelige profils kordelinie ved 2% kordelængde være større end ca. 38° , som indikeret af Bak et al. [2-4]. Denne betingelse baserer sig på kvalitative betragtninger og må opfattes som blot én af de parametre, der påvirker stallegenskaberne. Resultatet af optimeringerne blev efterfølgende undersøgt vha. CFD programmet *EllipSys2D* (Michelsen, [2-10], [2-11] og Sørensen, [2-12]) dels for at

undersøge dobbeltstall og dels for at undersøge ændringerne i profilets karakteristik. Erfaringen viser, at *XFOIL* overvurderer den maksimale opdrift og undervurderer den minimale modstand. Beregningerne med *EllipSys2D* blev ligesom *XFOIL* udført som stationære beregninger, selvom en del af de beregnede tilfælde grundlæggende er transiente. Profilmodifikationen er beskrevet af Bak og Fuglsang [2-2], hvor også NACA 63-416- og NACA 63-417-profilet er undersøgt og modificeret.

I Figur 2-5 ses profilkarakteristika beregnet med *EllipSys2D* og målt (Abbott og Doenhoff, [2-1]) for det eksisterende NACA 63-415-profil sammenlignet med det modificerede profil. Beregningerne og målinger er foretaget ved et Reynoldstal på 3×10^6 og med fri transition. Det ses, at den maksimale opdrift forøges, og den minimale modstand reduceres for det modificerede profil. Endvidere ses det, at den beregnede modstand er lidt overvurderet i forhold til målingerne.

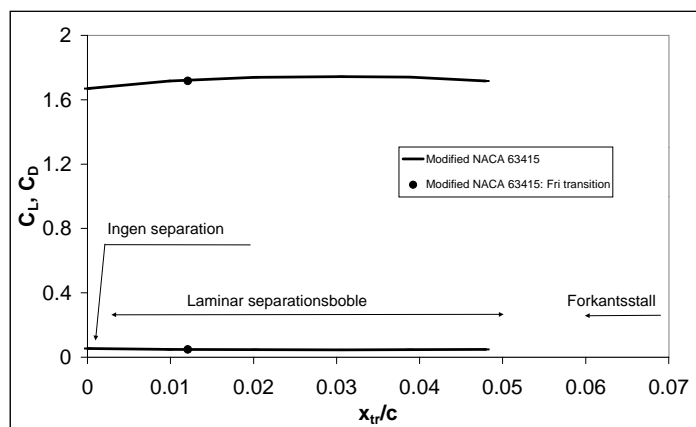
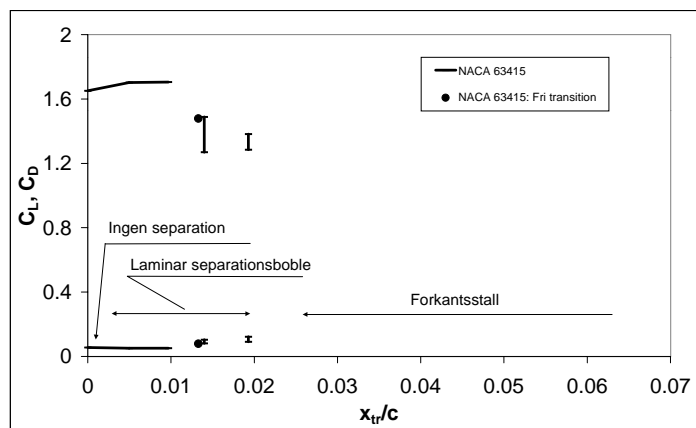


Figur 2-5. Profilkarakteristika for NACA 63-415-profil og det modificerede profil.

Endvidere ses en analyse af tendensen til dobbeltstall i Figur 2-6, som også er foretaget vha. *Ellipsys2D*. Opdriften og modstanden er afbildet som funktion af transitionspunktet. Når transitionspunktet er flyttet til kordelængder større end en vis værdi opstår forkantstall. Lodrette streger betyder, at opdriften og modstanden her fluktuerer, og at værdien varierer i det pågældende område. I afbildningen ses desuden punkter, der angiver opdriften og modstanden ved den beregnede frie transition. Afstanden imellem punktet for den frie transition og begyndelsen på forkantsstall ses for det eksisterende NACA 63-415-profil at være mindre end 0.5% kordelængde, mens den for det modificerede profil er mere end 3% kordelængde. Denne afstand afgør, hvor tæt profilet er på forkantsstall. En flytning af transitionspunktet nedstrøms på under 0.5% kordelængde for det eksisterende NACA 63-415-profil vil resultere i et forkantsstall, mens transitionspunktet for det modificerede profil skal flytte sig mere end 3% kordelængde, før et forkantsstall vil indtræffe. Analysen indikerer, at det modificerede profil ikke udviser dobbeltstall og derfor undgår pludselige ændringer i opdrift og modstand ved fastholdt indfaldsvinkel.

*den modificerede forkant
bevirker ikke et tab i
ydelse*

*en analyse af strømmingen
omkring den designede for-
kant viser, at man kan und-
gå dobbeltstall*



Figur 2-6. Opdrifts- og modstandskoefficient som funktion af positionen for transitionspunktet ved indfaldsvinkel på 16° og et Reynoldstal på 3×10^6 . Øverst ses NACA 63-415-profilen og nederst det modificerede profil.

en vurdering af den nye forkant monteret på eksisterende LM19.1-vinger viser, at man udover at undgå dobbeltstall kan forøge den mekaniske effekt med op til 3%, mens aksialkraften kun stiger med op til 1.2%

For at vurdere betydningen af at modificere NACA 63-415-profilen på en vindmøllevinge er der taget udgangspunkt i en LM19.1-vinge. De anvendte profildata for vingen er udledt af Bak et al. [2-3]. Profildata for en vinge med modificerede 15%-profiler blev udledt ved at sammenligne CFD-beregnete profildata for det oprindelige profil med det modificerede profil. Profildataene for LM19.1-vingen blev således korrigeret tilsvarende. Med denne forenklede procedure viste aerodynamiske beregninger, at den mekaniske effekt blev forøget fra 0% til 3% i vindhastighedsintervallet 10 til 18 m/s, når de modificerede profiler blev anvendt. Aksialkraften steg til gengæld kun fra 0% til 1.2% i det samme interval. Dette skyldes, at modstanden på det modificerede profil i stall er reduceret i forhold til det oprindelige profil.

Resultaterne af modifikationen af NACA 63-415-profilen viste følgende:

- Ved brug af profildesignværktøjet *AIRFOIL* er det muligt at ændre geometrien og karakteristikken for eksisterende profiler.
- Det er indikeret, at en geometriændring af NACA 63-415-profilen kan fjerne dobbeltstall.
- Det er indikeret, at geometriændringen ændrer profilens karakteristik til at yde mindre modstand og muligvis større maksimal opdrift.

2.5 Referencer

- [2-1] Abbott, I.H., Doenhoff, E.v., 'Theory of Wing Sections', Dover Publications, Inc., New York (1959).
- [2-2] Bak, C., Fuglsang, P., 'Modifikation af NACA 63-415, -416 og -417 profilerne', Risø-I-1441(DA), Forskningscenter Risø, Roskilde, (1999) (Under udarbejdelse).
- [2-3] Bak, C., Fuglsang, P., Sørensen, N.N., Madsen, H.A., Shen, W.Z., Sørensen, J.N., 'Airfoil Characteristics for Wind Turbines', Risø-R-1065(EN), Risø National Laboratory, Denmark, (1999).
- [2-4] Bak, C., Madsen, H.A., Fuglsang, P., Rasmussen, F., 'Double Stall', Risø-R-1043(EN), Risø National Laboratory, Denmark, (1998).
- [2-5] Drela, M., 'An Analysis and Design System for Low Reynolds Number Airfoils', In Low Reynolds Number Aerodynamics, vol. 54 of Springer-Verlag Lec. Notes in Eng., (1989).
- [2-6] Fuglsang, P., Antiniou, I., Sørensen, N.N., Madsen, H.A., 'Validation of a Wind Tunnel Testing Facility for Blade Surface Pressure Measurements', Risø-R-981(EN), Risø National Laboratory, Denmark, (1998).
- [2-7] Fuglsang, P., Dahl, K.S., 'Design of the New Risø-A1 Airfoil Family for Wind Turbines', EWEC'99, Nice, France, (1999).
- [2-8] Gault, D.E., 'A Correlation of Low-Speed, Airfoil-Section Stalling Characteristics with Reynold Number and Airfoil Geometry', NACA-TN-3963, Ames Aeronautical Laboratory, Moffett Field, Calif., (1957).
- [2-9] Madsen, H.A. (red.), 'Forskning i Aeroelasticitet. Rapport for EFP-97', Risø-R-1066(DA), Forskningscenter Risø, Roskilde, Denmark, (1998).
- [2-10] Michelsen, J.A., 'Basis3D – a Platform for Development of Multiblock PDE Solvers', Technical Report AFM 92-05, Technical University of Denmark, (1992).
- [2-11] Michelsen, J.A., 'Block Structured Multigrid Solution of 2D and 3D Elliptic PDE's', Technical Report AFM 94-06, Technical University of Denmark, (1994).
- [2-12] Sørensen, N.N., 'General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills', Risø-R-827(EN), Risø National Laboratory, Denmark, (1995).

3 Inducerede hastigheder og validering af Prandtl's tiptabs korrektion

3.1 Introduktion

Det er kompliceret at foretage detaljerede målinger af en vindmølles kølvand, og specielt i og omkring rotorplanet er det yderst vanskeligt at tilvejebringe informationer om de lokale strømningsforhold. Sådanne data er interessante ved f.eks. validering og ved udvidelse af beregningsområdet for Blad-Element-Momentum (BEM) metoden.

Et alternativ til målinger er at bestemme strømningsforholdene ud fra 3-dimensionale Euler eller Navier-Stokes beregninger. Sådanne beregningsmodeller er i dag udviklet til et sådant niveau, at de kan bruges til at vurdere gyldighedsområdet for simple og mere beregningsvenlige modeller. Indenfor nærværende projekt er en 3-dimensional Euler/Navier-Stokes model, som oprindeligt var baseret på en aktuator disk modellering, videreudviklet til også at gælde påskrevne linjelaster. I modsætning til den "klassiske" aktuator disk model, hvor rotorens belastning fordeles på en skive inddelt i annulære elementer, er den udviklede model istand til at fordele lasten individuelt på hvert enkelt blad. Kraften på bladet tilvejebringes ud fra tabulerede profildata under hensynstagen til det detaljerede hastighedsfelt, som beregnes iterativt i et beregningsnet tilpasset rotoren. Modellen er således både instationær og 3-dimensional, og kan benyttes til at analysere fx instationær indstrømning og yaw, og vil yderligere for en række driftssituationer kunne give detaljerede oplysninger om lokale strømningsforhold. Da modellen er baseret på brug af de samme input parametre (profildata) som BEM modellen, vil den kunne benyttes til at validere denne i forbindelse med eventuelle udvidelser af modelleringsområdet.

Det matematiske og numeriske grundlag for modellen er beskrevet i Sørensen et al [3-5]. I [3-4] er en axesymmetrisk version af algoritmen benyttet til at beregne forskellige kølvandsformer, heriblandt "vortex ring state" og "turbulent wake state", og i [3-6] er den benyttet til at bestemme fordelingen af inducerede hastigheder i rotorplanet på en mølle med tre LM19 blade.

I det følgende vil vi give en kort beskrivelse af modellen og vise nogle resultater, hvor modellen er anvendt til at validere anvendeligheden af Prandtl's tiptabs korrektion.

3.2 Den Numeriske Model

Den matematiske formulering af modellen bygger på Navier-Stokes ligninger i hastigheds-vorticitets variable givet i et cylindrisk koordinatsystem \vec{a}, θ, z . Modellen består af tre transportligninger for vorticiteten, $\vec{\omega}$, tre definitionsligninger samt kontinuitetsligningen, som vist nedenstående

$$\frac{\partial \vec{\omega}}{\partial t} + \nabla \times \vec{\omega} \times \vec{V} - \nu \nabla \times \nabla \times \vec{\omega} = \nabla \times \vec{f}_c, \quad (3-1)$$

$$\nabla \times \vec{V} = \vec{\omega}, \quad \nabla \cdot \vec{V} = 0, \quad (3-2)$$

hvor \vec{V} betegner hastigheden, ν er den kinematiske viskositet og \vec{f}_c er belastningen, implementeret som en volumenkraft på ligningssystemets højreside.

3-dimensionale Euler eller Navier-Stokes beregninger kan bruges til at vurdere gyldighedsområdet for simple modeller

Transportligningerne løses tidsligt ved anvendelse af en 2. ordens nøjagtig tidsdiskretisering, i hvilket Crank-Nicolson's implicite skema anvendes for tidsleddet og de diffusive led, mens det explicitte Adams-Bashforth skema benyttes til diskretisering af de øvrige led. Den rumlige diskretisering foretages ved at benytte central differencer for de diffusive led og upwinding (QUICK) for de øvrige led. Det resulterende sæt af diskretiserede ligninger løses ved brug af en linje-relaxations metode. De øvrige ligninger udgør et system af Cauchy-Riemann typen. Dette er overbestemt og løses med en mindste-kvadraters metode. Yderligere detaljer om den numeriske teknik kan findes i Sørensen et al [3-5].

Da kildeleddet i lign. (3-1) optræder som rotationen af belastningen, er det nødvendigt at fordele den en vis udstrækning omkring det enkelte blad. Dette er gjort ved at tage det indre produkt af linjelasten, \vec{f} , og en glattefunktion, η_ε som vist

$$\vec{f}_\varepsilon = \vec{f} \otimes \eta_\varepsilon, \quad \eta_\varepsilon(\vec{a}) = \frac{1}{\varepsilon^3 \pi^{3/2}} \exp[-\vec{a}^2 / \varepsilon^2].$$

Konstanten ε benyttes til at regulere størrelsen af glattefunktionen, og r betegner afstanden mellem et vilkårligt punkt i strømmingen og linjelasten.

Strømningen er i princippet inviskos, men de diffusive led er bibeholdt for at stabilisere løsningen. Dette betyder, at det effektive Reynolds tal er givet som $Re = V_0 R / \nu$, hvor R betegner rotorens radius. Det skal dog bemærkes, at Reynolds tallet kun har en minimal indflydelse på strømmingen, da der ingen rande er til at generere vorticitet. Det vil sige, at produktionen af vorticitet kun foregår langs de enkelte blade, hvorfra den konvekteres nedstrøms og først her, under indflydelse af diffusionen, vil dissipere.

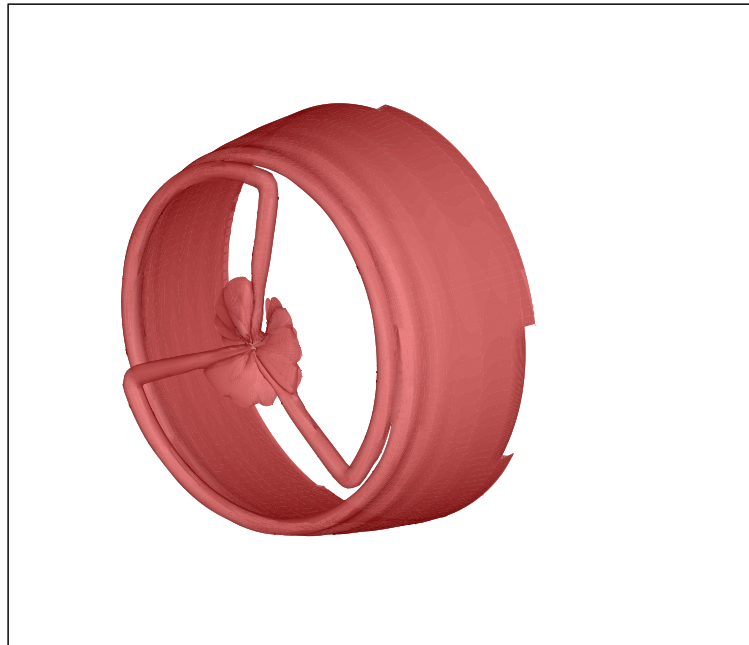
Under beregningerne er følgende randbetingelser benyttet. Ved indstrømningen antages et konstant vindfelt. Ved udstrømningsranden konvekteres vorticiteten ud i henhold til betingelsen $D\vec{\omega} / Dt = 0$, mens axialhastigheden antages at være fuldt udviklet. På den ydre rand er vorticiteten sat til nul og hastigheden givet som fristrømsværdien. For at reducere beregningstiden er beregningsdomænet skåret ned til en tredjedel ved antagelse om periodicitet i azimuthal retningen, svarende til at der er tre blade.

de diffusive led er taget med

3.3 Resultater

I det følgende vil strømmingen omkring en 3-bladet LM19 rotor blive beregnet ved et tipastigheds forhold på 10. De benyttede profildata er konstrueret af S. Øye og har tidligere været anvendt i forbindelse med BEM modellering af LM19 rotoren. Beregningsdomænet har en axial udstrækning på 5 rotorradier opstrøms og 20 nedstrøms rotoren, og en radiær udstrækning på 10 radier.

beregninger på en LM 19.1 rotor



Figur 3-1. Beregning af 3-bladet LM19 rotor, som viser udviklingen af kølvandet ved et tip-hastighedsforhold på 10. De bundne hvirvler på bladene ses at blive ført ud i kølvandet som diskrete hvirvelrør. Efter 1-2 omdrejninger danner de et sammenhængende hvirveltæppe.

Beregningsnettet er strakt i både radiær og axial retning og består af 99 punkter i z -retningen, 100 i r -retningen og 48 i θ -retningen. I følgende figurer er vist resultaterne af en række beregninger.

Iso-vorticitets konturerne på Figur 3-1 viser, hvorledes udviklingen af kølvandet forløber nedstrøms rotoren. Den bundne hvirvel på de enkelte blade ses at blive kastet af ved tippen i individuelle hvirvelrør. Disse hvirvler ses at optræde distinkt omkring 1-2 rotoromdrejninger, hvorefter de diffunderes ind i et sammenhængende hvirveltæppe.

fordeling af den axielle interferensfaktor er ikke tidligere vist

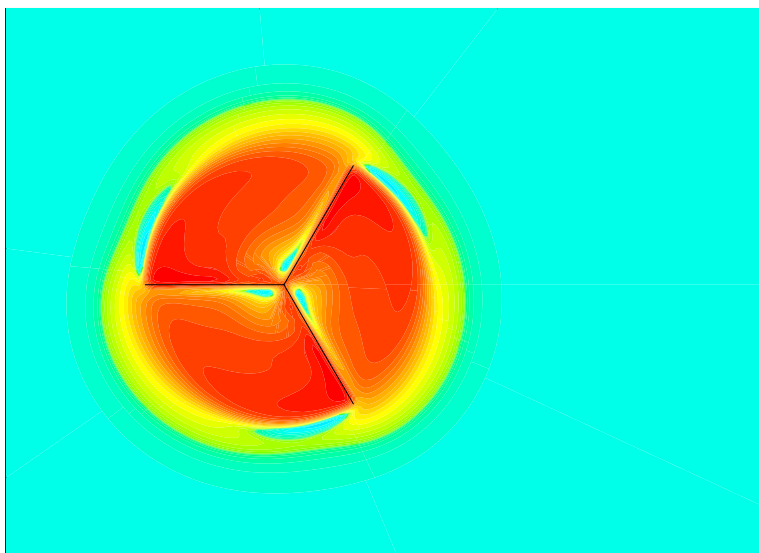
Figur 3-2 viser fordelingen af den axielle interferensfaktor, $A = 1 - V_z / V_0$, i rotorplanet. Såvidt vides er der aldrig før, hverken numerisk eller experimentelt, givet en detaljeret beskrivelse af $A = A(\theta)$ i et rotorplan.

På Figur 3-3 er udviklingen af $A = A(\theta)$ vist i rotorplanet for $r = 0.7R$ og $r = 0.8R$. Det ses her, at A er domineret af en kraftig opbremsning på den ene side af rotorbladet, og at dette efterfølges af stor acceleration på den anden side, svarende til induktionen fra den bundne cirkulation på bladet.

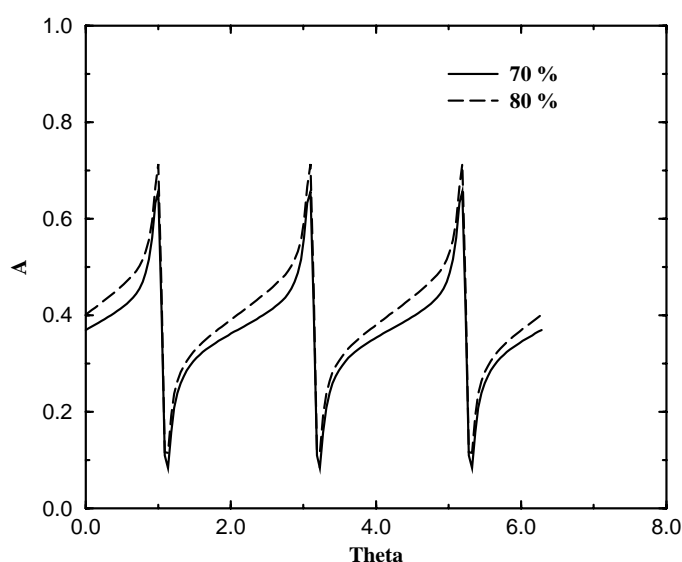
I nærværende eksempel går A fra 0.1 til 0.7 med middelværdien beliggende midt imellem 2 blade.

For at sammenligne A med BEM eller axesymmetriske aktuator disk beregninger beregnes en middelværdi, $\bar{A} = \bar{A}(\theta)$, defineret ud fra formlen

$$\bar{A}(\theta) = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} A(\theta) f(\theta) d\theta. \quad (3-3)$$



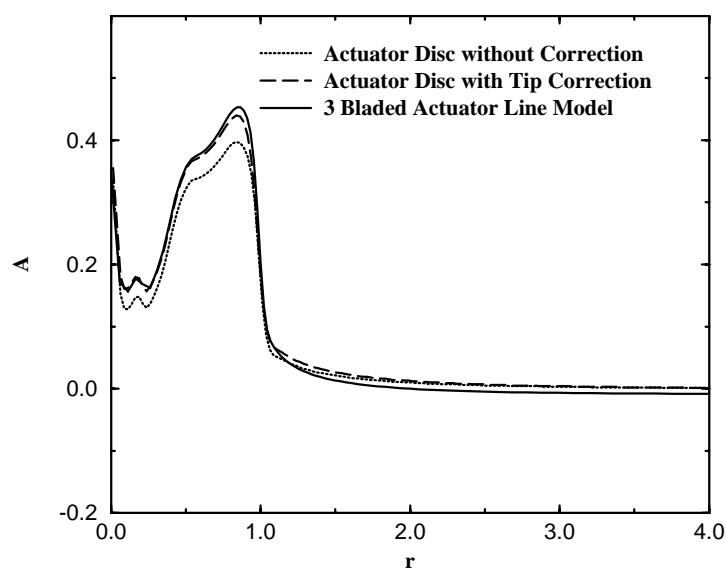
Figur 3-2. Fordeling af den axielle interferens faktor, $A=1-V_z/V_o$, i rotorplanet.



Figur 3-3. Azimuthal fordeling af den axielle interferens faktor, A , for $R=0.7$ og 0.8 .

I Figur 3-4 er den radiære fordeling af A sammenlignet med beregninger fra en axesymmetrisk aktuator disk model (se [3-2], [3-3]). Sammenligninger er vist både med og uden Prandtl's tiptabs korrektion [3-1]. Baggrunden for at indføre en tiptabskorrektion er at sikre, at cirkulation går mod nul ved tippen. Sammenligningen viser, at en axesymmetrisk modellering med tiptabs korrektion ligger meget tæt på den 3-dimensionale beregning. Dette viser, at Prandtl's korrektion i det beregnede tilfælde har en effekt i den rigtige retning, og indikerer, at den nyudviklede metode er i stand til gøre rede for de detaljerede strømningsmønstre, der optræder i kølvandet efter rotoren.

Prandtl's tiptabskorrektion har en effekt i den rigtige retning



Figur 3-4. Sammenligning af radiære fordelinger af den axielle interferens faktor, A .

3.4 Referencer

- [3-1] Glauert, H. Airplane propellers, in W.F.Durand, Aerodynamic Theory, Dower Publication, New York, 1963.
- [3-2] J. N. Sørensen and A. Myken. Unsteady actuator disc model for horizontal axis wind turbines, J. Wind Enging. Ind. Aerodyn., vol. 39, pp. 139--149, 1992.
- [3-3] J. N. Sørensen and C.W.Kock. A model for unsteady rotor aerodynamics, J. Wind Enging. Ind. Aerodyn., vol. 58, pp. 259--275, 1995.
- [3-4] J. N. Sørensen, W.Z. Shen and X. Munduate. Analysis of wake states by a full-field actuator disc model. Wind Energy, vol. 1, pp. 73--88, 1998.
- [3-5] J. N. Sørensen, W.Z. Shen and M.O.L. Hansen. A vorticity-velocity formulation of the 3D Navier-Stokes equations in cylindrical coordinates. Submitted to J. Comp. Physics, 1999.
- [3-6] J. N. Sørensen and W.Z. Shen. Computation of wind turbine wakes using combined Navier-Stokes Actuator-line methodology. To appear in Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice.

4 Udvikling af en effektiv aktuator disk model

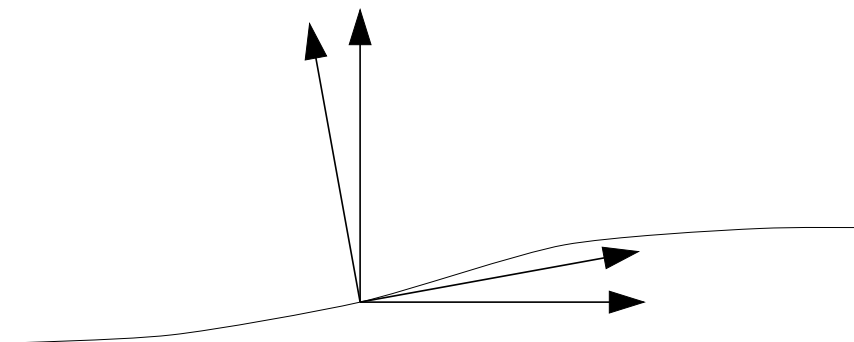
4.1 Introduktion

Ideen med at udvikle en effektiv aktuator disk model er at bevare mest muligt af fysikken i strømmingen og samtidigt opnå en hurtighed, der gør den sammenlignelig med BEM-modellerne. I en aktuator disk model opfatter man vindmøllerrotoren som en rund skive, hvor de kræfter, der virker på vingerne, fordeles jævnt ud over skiven. Geometrien af vingen indgår således ikke i modellen, kun de kræfter vingen påfører strømmingen indgår. Aktuator disk modeller findes i en række udformninger og ved en simpel transformation af de grundlæggende ligninger [4-1], er det muligt at løse strømmingen væsentligt hurtigere. Formuleringen gør brug af en transformation, ved hvilken de styrende ligninger reduceres til en enkelt ligning, men komplicerer evalueringen af vigtige størrelser på aktuator disken. I det følgende udledes modellen, og resultater vil blive vist for det tilfælde, hvor en konstant normal belastning påtrykkes i modellen.

de styrende ligninger reduceres til en enkelt ligning

4.2 Matematisk og numerisk formulering

Den væsentligste årsag til modellens effektivitet er, at de grundlæggende ligninger for strømmingen (Euler ligningerne) transformeres fra et polært koordinatsystem $[r, \theta, z]$ med hastigheder V_r, V_θ, V_z til et system, der følger strømlinierne gennem rotorplanet. Figur 4-1 viser $[s, \Psi]$ systemet, hvor der kun er to



Figur 4-1. Orthogonale kurvelineare koordinater (s, Ψ) i den meridionale plan.

hastigheder V_s og V_Ψ . Derved reduceres problemet til løsning af en enkelt ulineær partial differentialligning nemlig Wu's ligning

$$\frac{\partial^2 \Psi}{\partial r^2} - \frac{1}{r} \frac{\partial \Psi}{\partial r} + \frac{\partial^2 \Psi}{\partial z^2} = \omega r^2 - r V_\theta \frac{\partial \omega}{\partial \Psi} \quad (4-1)$$

hvor F_Ψ er volumenkraften i Ψ -retningen. Ligningen svarer til den velkendte Poisson ligning $\nabla^2 \Psi = -r\omega$, hvor vorticiteten ω repræsenterer højresiden i ligning (4-1). Det er denne højreside, der gør ligningen vanskelig at løse, idet den er ulineær i både V_θ og Ψ , og ikke umiddelbart til at evaluere i rotorplanet.

Antages det i første omgang, at der kun eksisterer en konstant normal belastning på rotorplanet, reduceres problemet væsentligt, idet V_θ går mod nul og Ω mod uendelig, mens produktet $\Omega V_\theta \rightarrow$ konstant. Det kan derefter vises, at vorticiteten genereret i rotorplanet kan findes som

$$\frac{\partial}{\partial s} \frac{F_\theta}{r} = -\frac{1}{r V_s} \frac{\partial F_z}{\partial r}, \quad (4-2)$$

hvor F_z er fladekraften normal til rotorplanet. For en konstant normalbelastning ses det, at kraftgradienten kun bidrager fra tippen af rotoren, da kraften uden for denne er nul. Nedstrøms rotoren reduceres dette udtryk yderligere til

$$\frac{\partial}{\partial s} \frac{F_\theta}{r} = 0, \quad (4-3)$$

ω / r er konstant langs en strømflade

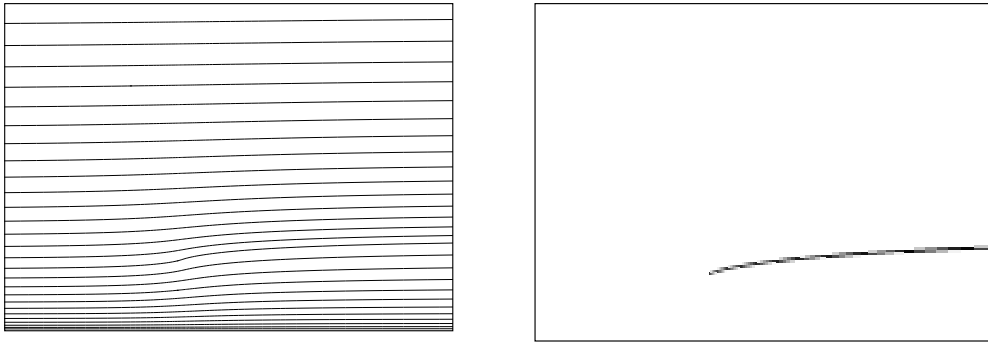
idet der ikke findes eksterne kræfter på strømmingen her. Betydningen af ligning (4-3) er, at forholdet ω / r er konstant langs en strømflade, hvilket vil sige, at hvis vorticiteten kan bestemmes i rotorplanet af ligning (4-2), så er den kendt i hele slipstrømmen samtidig og skal kun fordeles ud. I den numeriske model evalueres ω på disken ved diskretisering af ligning (4-2). Fordelingen i slipstrømmen kan findes på flere måder. For at kunne fordele vorticiteten er det nødvendigt at finde den samme strømfunktions værdi på aktuator disken, som det sted i slipstrømmen, hvor vorticiteten skal tildeles. En effektivt fordeling af vorticiteten nødvendiggør endnu en transformation, idet den genererede vorticitet på disken varierer med Ψ , som er ulineær. Transformationen ligger i at finde vorticiteten i forhold til den lineariserede strømfunktion Ψ' med en finere inddeling end Ψ . Vorticiteten fordeles således lineært over hver enkelt celle, og en funktion med den integrerede vorticity beregnes. Det rette strømfunktions niveau kan derefter bestemmes hurtigt ved en trunkering af forholdet $\Psi / \Delta \Psi'$ og den tildelte vorticitet til centrum af hver celle, er således forskellen mellem to værdier af den integrerede vorticitet.

4.3 Konvergens

Ligning (4-1) løses som for andre aktuator disk modeller iterativt, men udviser til forskel en langt hurtigere konvergens. Konvergensen afhænger af belastningen, idet slipstrømmen ekspanderer mere ved en stor belastning, og derved er flere iterationer nødvendige. I den foreløbige version er tidsforbruget for en enkelt iteration af størrelsesordenen 1 sek. på en moderne PC. For en let belastet rotor ($C_T < 0.4$) vil 10-15 iterationer være tilstrækkeligt, stigende til 30-40 iterationer for $C_T = 0.8$ ved en konvergeret løsning.

4.4 Resultater

Den konstante belastning påtrykkes i modellen fra tippen af vingen, som derefter vil følge strømlinierne nedstrøms for rotoren. På Figur 4-2 ses strømlinierne, og hvorledes vorticiteten ekspanderer fra rotortippen.

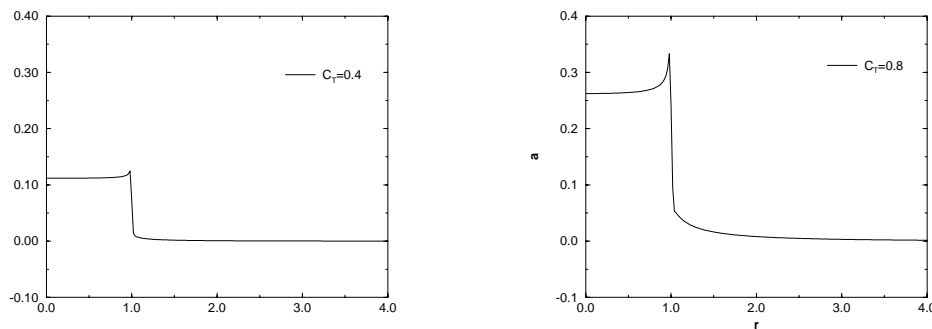


Figur 4-2. Strømlinieplot og vorticitet fra vingetip $aT = 0.8$

Fra een-dimensional momentum teori er det velkendt, at C_T og C_p afhænger af den axiale induktions faktor a som $C_T = 4a|1 - a|$ og $C_p = 4a|1 - a|^2$ for $a = 1 - v / V_0$, hvor v er den axiale hastighed gennem aktuator disken og V_0 er fristrømhastigheden. Sammenlignes modellen med 1-D teori for $C_T < 0.7$, findes den midlede induktion at være i god overensstemmelse, hvorefter den begynder at afvige for større værdier. Profiler af den axiale induktions faktor som funktion af radius ses på Figur 4-3 for $C_T = 0.4$ og 0.8 , og her ses tilsvarende en god overensstemmelse med profiler beregnet af Sørensen et al. [4-2]. For $C_T > 0.8$ er der indtil videre ikke opnået konvergens, hvilket Sørensen et al. [4-2] opnår op til $C_T = 1.1$. De grundlæggende ligninger er i begge tilfælde de samme, hvilket antyder, at det også burde være mulig at opnå en løsning for større C_T . Årsagen til den manglende konvergens er endnu ikke bestemt.

god overensstemmelse med 1-D momentum teori for $C_T < 0.7$

for $C_T > 0.8$ er der indtil videre ikke opnået konvergens



Figur 4-3. Axiale induktions faktor i rotor plan

4.5 Videreudvikling

Perspektiverne for modellen synes at være gode af flere grunde. Først og fremmest fordi den er hurtig, hvilket gør den attraktiv som designmodel, og dernæst fordi fysikken er bevaret, idet der bygges på de grundlæggende ligninger. Der er derfor ikke gjort antagelser i modellen, som BEM-modellerne ved visse driftsforhold har problemer med. Rotations hastigheden V_θ er indtil videre udeladt af undersøgelsen og den umiddelbare videreudvikling vil være at inkludere V_θ i modellen, således at beregninger på en virkelig rotor vil være mulig. Problemet med den manglende konvergens er rent numerisk og vil blive klarlagt ved en nærmere undersøgelse af den numeriske metode.

4.6 Referencer

- [4-1] Wu, T.Y. "Flow through a heavily loaded actuator disc". Schiffstechnik, pp. 134--138, 1962.
- [4-2] Sørensen, J. N., Shen, W.Z. and Mundat, X.. "Analysis of wake states by a full-field actuator disc model". Wind Energy, vol. 1, pp. 73--88, 1998.

5 Kobling af HawC til 3D actuator disc model

5.1 Introduktion

andre modeller end BEM til beregning af actuator disc strømmingen

Den velkendte blad element momentum (BEM) model er baseret på en simplificeret beregning af strømmingen gennem en actuator disc og det influerer på beregningsnøjagtigheden i visse driftsområder som f.eks. yaw og ved høj belastning. Imidlertid findes der mange andre modeller og metoder til beregning af actuator disc strømmingen, lige fra simple analytiske udtryk som f.eks. Glauert [5-1], Madsen [5-2] til numeriske modeller, der tager udgangspunkt i Euler ligningerne, Greenberg [5-3] eller de fulde Navier Stokes ligninger, Madsen [5-2].

ny model ved kobling af 3D actuator disc model til det aeroelastiske program HawC.

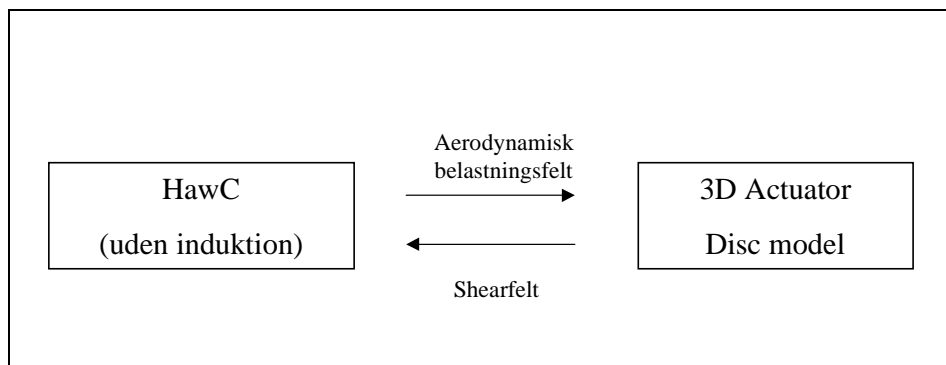
For at kunne vurdere betydningen af de tilnærmelser, der ligger i BEM modellen, er der indenfor projektet udviklet en beregningsmodel, hvor en fuld 3D actuator disc model er koblet til det aeroelastiske program HawC, Petersen [5-4], [5-5], der som standard kører med en BEM model.

Det skal også nævnes, at under EFP-97 projektet "Forskning i Aeroelasticitet" blev en ny yawmodel implementeret i det aeroelastiske program FLEX 4, [5-6]. Modellen er en udvidelse af BEM modellen [5-7], så den giver en mere nøjagtig beregning af middelinduktionen gennem en actuator disc, der ikke er vinkelret på strømmingen. Endvidere er variationen i azimuth retningen også modelleret.

5.2 Ny model

I den nye model, som i det følgende vil blive kaldt HawC-3D, er BEM modellen koblet fra og induktionen beregnes i stedet ved en 3D actuator disc model, hvor flowløseren er det generelle CFD program FIDAP, Figur 5-1. For at kunne sammenkøre de to programmer er der implementeret en række nye rutiner i HawC-3D, som bl.a. gør det muligt at udskrive de aerodynamiske kræfter på

rotoren Figur 5-2, udtrykt som dimensionløse kraftkoefficienter (volumenkræfter) i et rotorfikseret koordinatsystem [5-8].

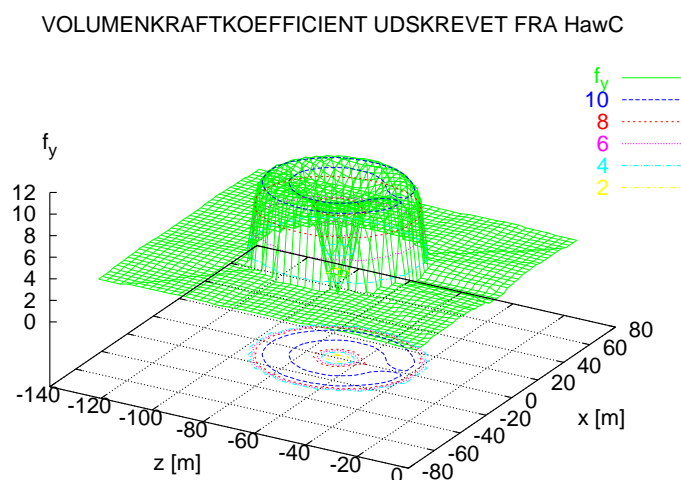


Figur 5-1. Principskitse for den nye model HawC-3D.

De aerodynamiske kræfter indlæses herefter i FIDAP og påføres en actuator disc. Det inducerede hastighedsfelt beregnes, og hastighedsfeltet i rotorplanet udskrives og konverteres til en fil, der har format som en standard shear vindfeldtil i HawC, Figur 5-3. En ny beregning i HawC gennemføres med indlæsning af dette shearfelt (BEM induktionsberegning koblet fra), og en ny belastningsfil kan indlæses i FIDAP. Dog foretages en passende relaxation mellem de gamle og nye belastninger, og en stabil løsning opnås indenfor ganske få iterationer.

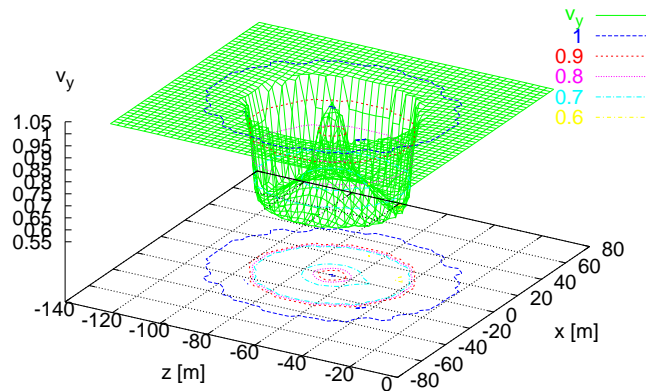
aerodynamiske kræfter fra HawC indlæses i FIDAP

hastighedsfelt fra FIDAP indlæses som shearfelt i HawC



Figur 5-2. Aerodynamisk belastning vinkelret på rotoren, udskrevet fra HawC og som indlæses i FIDAP.

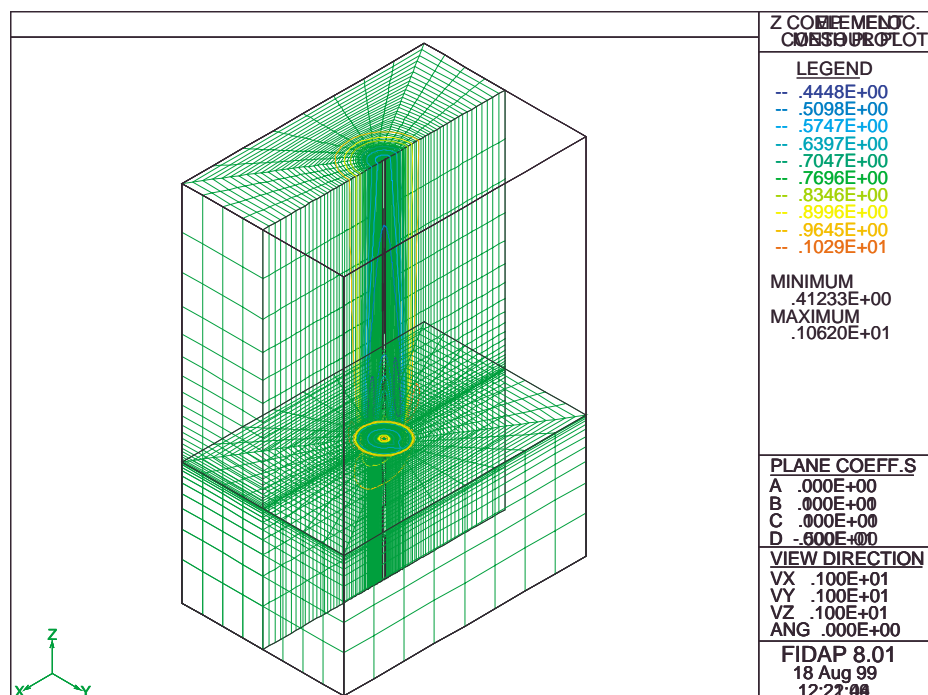
HASTIGHEDSFELT (AKSIEL KOMPOSANT) FRA ACTUATOR DISC



Figur 5-3. Beregnet hastighedsfelt i FIDAP (induktion) som herefter indlæses i HawC som et shearfelt.

beregningerne er kørt med laminart flow og et Reynoldstal på 1000

Ved actuator disc beregningen i FIDAP er der benyttet et net, der strækker sig 3 diametre (D) opstrøms, 6 D nedstrøms, 6 D horisontalt og 4 D vertikalt, Figur 5-4. Tidligere beregninger [5-2] med et net, der strækker sig længere nedstrøms (20 D), viste, at efter 6-8 D er hastighedsprofilet i kølvandet fuldt udviklet. Beregningerne er kørt ved et Reynoldstal Re på 1000 samt med laminart flow.



Figur 5-4. Ved beregningerne er benyttet et net, der strækker sig 3 diametre (D) opstrøms, 6D nedstrøms, 6D horisontalt og 4D vertikalt.

5.3 Actuator disc beregninger med konstant belastning.

Aksiel strømning

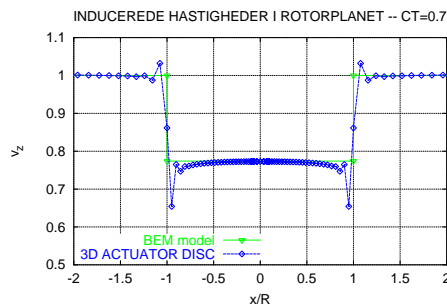
For at få et billede af, hvordan BEM modellen passer med 3D actuator disc modellen, er der først gennemført beregninger med en konstant belastning i aksiel retning og uden kobling til HawC. Belastningen udtrykkes som en thrustkoefficient CT defineret som:

$$CT = \frac{T}{\frac{1}{2} \rho V_{\infty}^2 A},$$

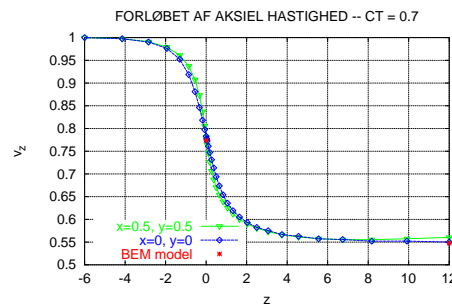
hvor T er thrusten i aksiel retning, A er rotorarealet og $\frac{1}{2} \rho V_{\infty}^2$ er det dynamiske tryk baseret på fristrømhastigheden V_{∞} .

Med BEM modellen beregnes hastigheden $V_{\infty} [1 - a]$ i rotorplanet, hvor a er induktionsfaktoren, ud fra følgende ligning:

$$CT = 4 a [1 - a]$$



Figur 5-5. Sammenligning af 3D actuator disc model og BEM model.



Figur 5-6. Sammenligning af 3D actuator disc model og BEM model.

Beregninger ved en CT på 0.7, Figur 5-5 og Figur 5-6 viser en meget god overensstemmelse bortset fra området omkring kanten af discen, hvor belastningen er diskontinuert, hvilket ikke kan opløses fuldt ud i den numeriske model. Tidligere beregninger [5-2] har vist tilsvarende god overensstemmelse for en belastningskoefficient op til ca. 1. For højere belastninger blev det vist, at beregningerne skal gennemføres med turbulent strømning for at få effekten med af den turbulente opblanding i kølvandet, der får betydelig indvirkning på strømmingen gennem rotoren ved høj belastning. Det blev ligeledes vist, at for belastninger under 1 er der næsten ingen indflydelse på strømmingen ved rotorplanet fra den turbulente opblanding.

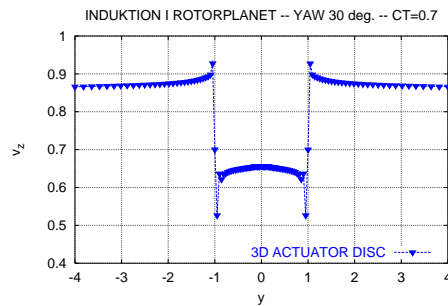
Strømning ved yaw

Ved skæv anstrømning på rotorplanet bliver induktionen fra hvirvlerne i kølvandet ikke konstant over rotorplanet. Den halvdel af rotorplanet, der drejer op i vinden, vil mærke en mindre induktion fra kølvandet og dermed få højere gennemstrømhastighed. Med samme belastning som ovenfor er der gennemført en beregning ved 30 graders yaw. Mens induktionen langs en vertikal linie gennem

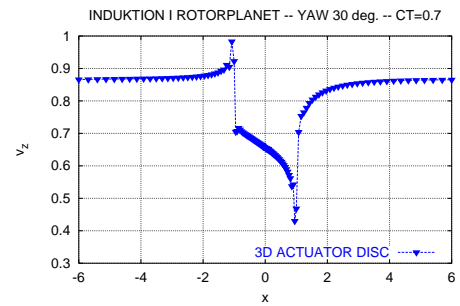
først en sammenligning af 3D actuator disc modellen med BEM modellen

for høj rotorbelastning ($CT > 1$) er der stor indvirkning fra den turbulente opblanding i kølvandet

ved yaw inducerer kølvandet en varierende induktion over rotorplanet



Figur 5-7. Aksiel induktion gennem rotorplanet ved 30 graders yaw langs en vertikal linie.



Figur 5-8. Aksiel induktion gennem rotorplanet ved 30 graders yaw langs en horisontal linie

rotorcentret Figur 5-7 ligner forløbet ovenfor ved aksiel anstrømning, er der en betydelig variation langs en horisontal linie, Figur 5-8 p.g.a. den beskrevne effekt. Det giver en næsten sinusformet variation af induktionen over en rotoromdrejning for fastholdt radius.

5.4 Beregninger med den nye model HawC-3D

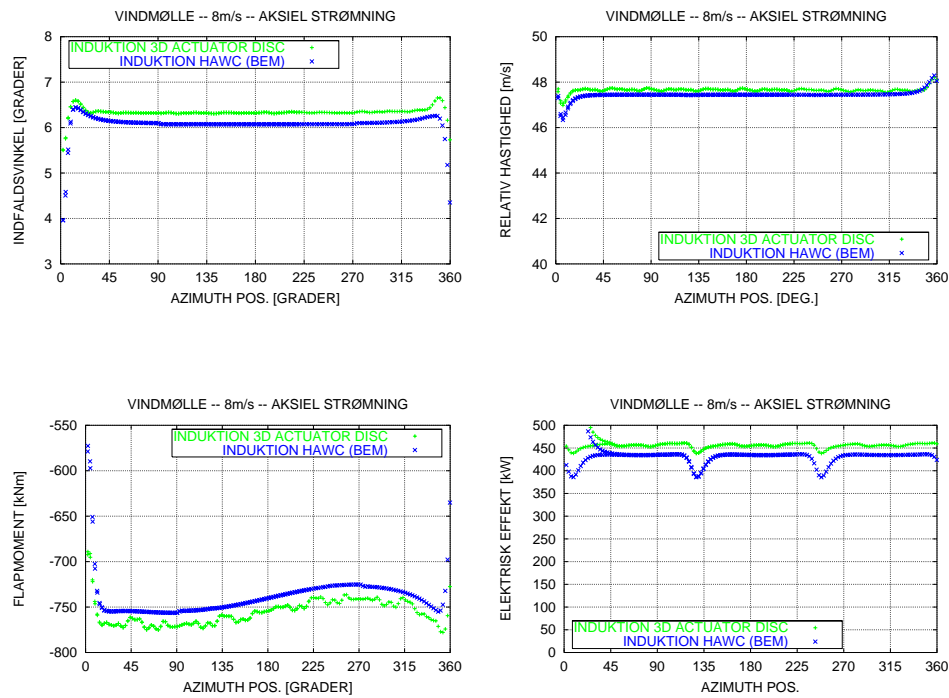
beregningerne gennemført uden turbulens, vindgradient og tilt

Beregninger er gennemført på en dansk stallreguleret mølle ved en vindhastighed på 8 m/s uden turbulens. Tilt på møllen er sat til 0, og det samme er vindgradient for at opnå en så enkel sammenligning som mulig. Dog er tårnskyggen bibeholdt. Endelig er beregningerne gennemført uden den normale tipkorrektion p.g.a. at den endnu ikke er implementeret i den ny model. Beregninger ved 4 yawvinkler på 0, 15, 30 og 45 er gennemført med HawC-3D og sammenlignet med standard HawC kørsler ved tilsvarende yawvinkler.

Aksiel strømning

de ujævne kurver skyldes en dårlig interpolationsroutine, men som vil blive forbedret

En række resultater er vist for kørsel ved 0 graders yaw, Figur 5-9, og gennemgående er afvigelserne mellem de to modeller forholdsvis små med den tendens, at den nye model HawC-3D beregner en effekt, der er ca. 5% højere. Specielt for flapmomentet ses kurven for HawC-3D at være ujævn, selvom der ikke er turbulens. Det skyldes en dårlig interpolationsroutine, når hastighedsfeltet fra FIDAP skal konverteres til et HawC shear felt. (I FIDAP benyttes et ustruktureret net og interpolationen er derfor ikke enkel, men interpolationen vil blive forbedret). Det skal også nævnes, at resultaterne dækker et par rotoromdrejninger kort efter start af møllen.

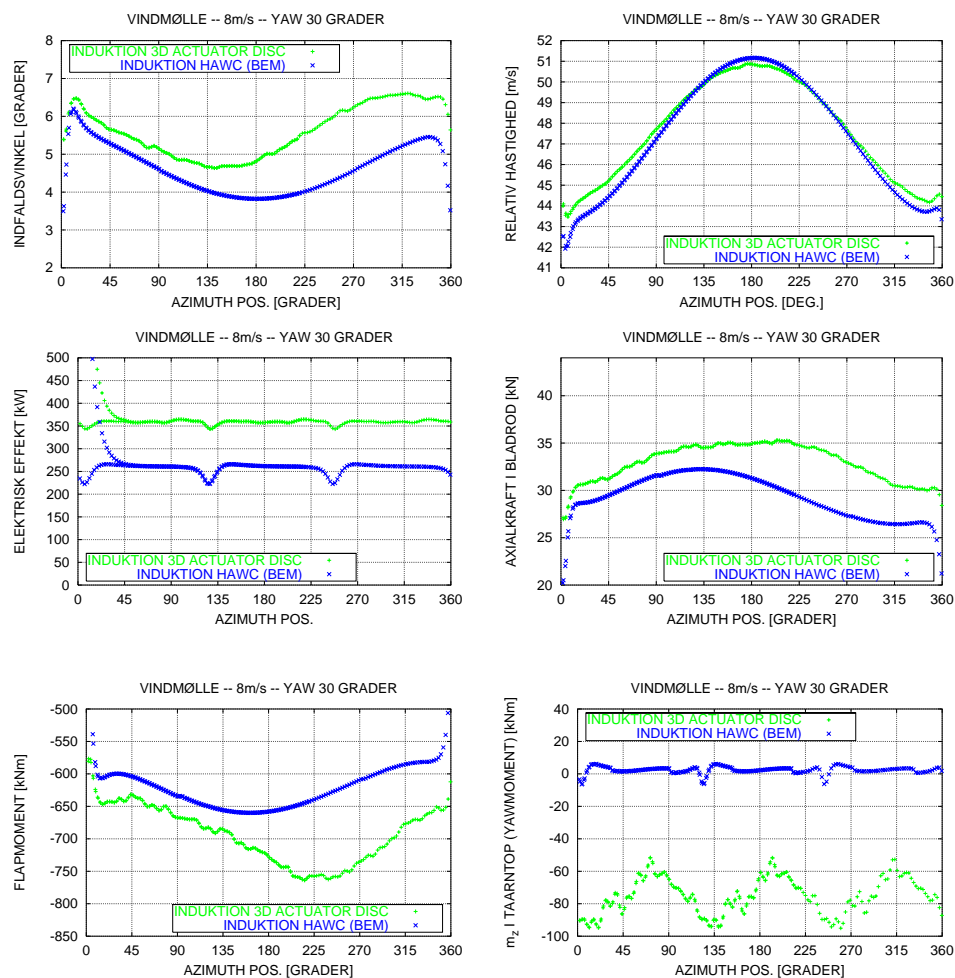


Figur 5-9. Sammenligning af en række parametre beregnet med de to modeller. Indfaldsvinkel og relativhastighed er for en position omkring 75 % radius.

30 graders yaw

Som forventet er der ved yaw betydelige afvigelser, idet BEM modellen i HawC ikke korrigeres som funktion af yaw. P.g.a den mindre induktion på den halvdel af rotorskiven, der drejer op i vinden, bliver minimum for indfaldsvinklen forskudt betydeligt væk fra 180 graders positionen, hvilket igen har betydning for forløbet af flapmomentet. Den mindre induktion på den ene halvdel bevirker også, at der opstår et betydeligt oprettende yawmoment. Endelig er der betydelig forskel i den beregnede effekt, idet HawC-3D giver en mindre reduktion med yawvinklen end HawC.

der beregnes et betydeligt oprettende yawmoment med HawC-3D

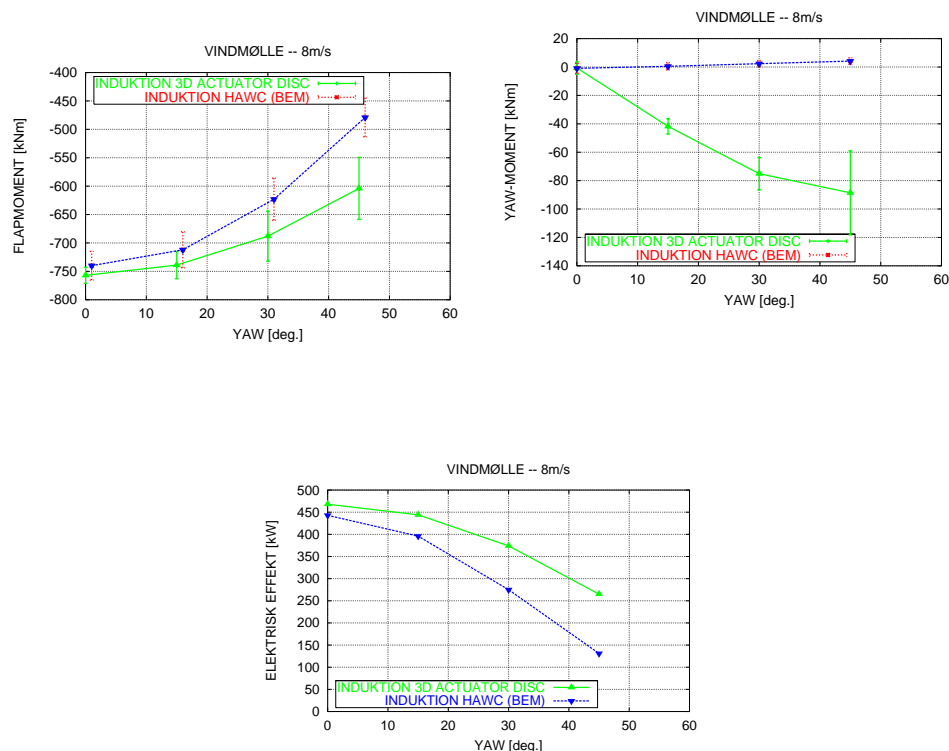


Figur 5-10. Sammenligning af en række parametre beregnet med de to modeller ved 30 graders yaw. Indfaldsvinkel og relativhastighed er for en position omkring 75 % radius.

Opsummering af resultaterne i yaw

størst forskel på yaw-momentet

De væsentligste forskelle ved beregning i yaw er opsummeret i Figur 5-11. Den største forskel ses på yawmomentet, både hvad angår middelværdien og standardafvigelsen. Også forskellen i effekt er betydelig og kommer op mod 50 % ved 45 graders yaw.



Figur 5-11. Opsummering af de væsentligste forskelle i yaw.

5.5 Referencer

- [5-1] Glauert, H. Airplane and Propellers. In Aerodynamic Theory edited by Durand, W.F. Volume IV, 1976. pp. 364 –375.
- [5-2] Madsen, H.A. A CFD Analysis of the Actuator Disc Flow compared with Momentum Theory Results. In Proceedings of the IEA Joint Action, Aerodynamics of Wind Turbines, 10th Symposium, held at the University of Edinburgh, December 16-17, 1996. pp. 109-124.
- [5-3] Greenberg, M.D. and Powers, S.R. Nonlinear Actuator Disk Theory and Flow Field Calculations including Nonlinear Loading. NASA Contractor Report, NASA CR-1672, September 1970.
- [5-4] Petersen, J.T. Kinematically Nonlinear Finite Element Model of a Horizontal Axis Wind Turbine. Ph.D. Thesis. Part 1 and 2. Risø National Laboratory. Roskilde, Denmark, July 1990.
- [5-5] Petersen, J.T. The Aeroelastic Code HawC – Model and Comparisons. In proceedings of State of the Art of Aeroelastic Codes for Wind Turbine Calculations. 28th Meeting of Experts, International Energy Agency, Annex XI. Editor B. Maribo Pedersen, Technical University of Denmark. Lyngby, April 11-12 1996, pp. 129-135.
- [5-6] Madsen, H.A. (Red.). Forskning i Aeroelasticitet – Rapport for EFP-97. Risø-R-1066(DA). Forskningscenter Risø, Roskilde, August 1998.

- [5-7] Øye, S. Induced velocities for Rotors in Yaw – An Extension of the Blade Element Momentum Method. Proceedings of the sixth IEA Symposium on the Aerodynamics of Wind Turbines. March 1993. Edited by K.F. McAnulty.
- [5-8] Petersen, J.T. HawC Wind Turbine Simulation Code, User's Guide. Risø-I-1408(EN). Risø National Laboratory, July 199.

6 Opstilling af dynamiske profildata for aeroelastiske beregninger

6.1 Introduktion

I forbindelse med svingninger i vindmøllers blade er der to typer dæmpning, der har betydning. Den strukturelle dæmpning som er styret af materialevalg, materialefordeling, fiber retning etc., er altid positiv. Den aerodynamisk dæmpning, der skyldes de aerodynamiske kræfter på strukturen, kan være både positiv og negativ. I denne rapport vil kun den aerodynamiske dæmpning blive behandlet.

aerodynamisk dæmpning er tæt forbundet til hysteresse effekter i de dynamiske profilkaraktéristikker

Den aerodynamiske dæmpning er tæt forbundet til de hysteresse effekter, der forekommer ved hurtig ændring af operationsbetingelser for et profil, f.eks. et hurtigt skift i indfaldsvinkel. Viden om dynamisk profilkaraktéristikker i stall, eller de tilsvarende hysteresse effekter i det ikke separerede område, er således vigtige for at kunne forudsige dæmpningen af et vindmølle blad.

Traditionelt er den aerodynamiske dæmpning blevet bestemt ved hjælp af vindtunnel målinger. I fly- og helikopterindustrien er der blevet udført en lang række eksperimenter og udviklet mange empiriske modeller for dynamisk stall. Desværre er mange af disse eksperimenter, og ligeledes nogle af modellerne, beregnet til kompressibel strømning, hvor mach-tallet er større end 0.3. Disse målinger og modeller kan ikke uden videre anvendes til vindmøller, hvor mach-tallet typisk er lavere end 0.2, og strømningen dermed kan betragtes som inkompressibel.

der er foretaget nye målinger af dynamiske profil-data i Velux tunnelen

For de reducerede frekvenser og amplituder, der har relevans for vindmøller, har der hidtil ikke eksisteret tilgængelige målinger. I gennem de sidste år (1997 og 1998) er der på Risø gennemført en serie vindtunnel-eksperimenter [6-4], [6-2] og [6-3] for at afhjælpe dette problem. Selv om disse eksperimenter giver en lang række informationer, er de stadig meget tidskrævende og dyre at gennemføre.

der er foretaget beregninger af dynamiske profildata med Navier-Stokes løsere

Som et alternativ er det derfor blevet forsøgt at benytte Reynolds Averaged Navier-Stokes løsere (RANS) til at bestemme profilens dynamiske egenskaber. Disse er væsentligt billigere at anvende, og desuden giver de mulighed for bevægelse i både pitch, flap, kant og kombinationer af disse.

6.2 Problem

dæmpningen udtrykkes ved det udførte arbejde i tvungne pitch- og flap-svingninger

Denne rapport beskæftiger sig med en serie problemer relateret til aerodynamisk dæmpning af profiler. Denne problematik kan behandles på en lang række måder, se f.eks [6-7]. I det nærværende arbejde vil dæmpning af profiler i pitch- og flapsvingninger blive bestemt ud fra simpel integration af det udførte arbejde ved tvungne svingninger.

Fra litteraturen er det kendt, at dynamiske profilkaraktéristikker afhænger af en lang række parametre, se [6-6], [6-5] og [6-1]. Nogle af de vigtigste parametre

tre er reduceret frekvens k , middelindfaldsvinkel α_m , amplitude af vinkelvariationen α_a , Reynoldstal Re , og den aktuelle profilform. Definitionerne af reduceret frekvens og Reynoldstal er givet nedenunder:

$$k = \frac{\omega C}{2U_\infty} = \frac{\frac{2\pi}{T}C}{2U_\infty} = \frac{\pi C}{TU_\infty},$$

hvor T er periodetiden for en svingning og C er længden af profilkorden.

$$Re = \frac{\rho U_\infty C}{\mu}.$$

6.3 Metode

For at kunne beregne arbejdet og dermed dæmpningen blev de nødvendige data for dynamiske profilkaraktistikker fremskaffet fra to forskellige kilder; dels fra målinger i Velux tunnelen [6-2] og [6-3], og dels fra Navier-Stokes beregninger. For de nærmere detaljer vedrørende målingerne henvises til de oprindelige rapporter. De benyttede Navier-Stokes løsere er kort beskrevet senere i teksten. Det er således også muligt at vurdere hvor god en overensstemmelsen, der kan opnås mellem målinger og beregninger.

Der redegøres i detaljer for, hvorledes dæmpningen for pitch- og flapsvingninger kan bestemmes ud fra det arbejde, der udøres ved gennemløb af en tvungne svingning. I denne sammenhæng vises ligeledes, hvorledes arbejdet for flapsvingninger kan bestemmes ud fra standard α / C_n kurver.

Navier-Stokes løsere

Der blev benyttet to forskellige Navier-Stokes løsere. DTU benyttede en kode baseret på strømfunctions/vorticity formulering i generelle ortogonale net, i et koordinatsystem der følger profilets bevægelser. Metoden er 2. ordens nøjagtig i tiden, og alle beregninger er udført for fuldt turbulente strømning med Baldwin-Barth turbulens model.

Risø benyttede koden EllipSys2D, der er en tryk/hastigheds formulering i generelle ikke ortogonale koordinater. Til beskrivelse af bevægede systemer benyttes et koordinatsystem, der følger profilet. Metoden er som DTU koden 2. ordens nøjagtig i tid og rum. Der blev udført beregninger med $k-\omega$ SST turbulens modellen, både med frit omslag fra laminar til turbulent grænselag og fuldt turbulente beregninger.

Der blev gennemført studier af den nødvendige finhed af beregningsnettene, såvel som undersøgelser af indflydelsen af tidsskridts størrelsen. Ingen af disse studier er rapporteret i det efterfølgende. Ligeledes vil beregningerne med transition ikke blive omtalt yderligere i det efterfølgende, idet indflydelsen på resultaterne var minimal.

6.4 Dæmnings-beregninger

Den aerodynamiske dæmpning er udtryk for det arbejde, luften udfører på en vinge, eller i dette tilfælde et profil. Hvis arbejdet er positivt, og profilet dermed optager energi fra den omkring liggende luft er svingningen ustabil. Hvis profilet derimod afgiver energi til den omgivende luft, er der tale om en dæmpet svingning.

der er brugt både målte og beregnede dynamiske profildata til bestemmelse af dæmpningen

der blev benyttet to forskellige Navier-Stokes løsere til beregningerne

den aerodynamiske dæmpning er udtryk for den energi luften fjerner fra profilet

dæmpningen i pitch-svingninger er proportional med arealet af α / C_m loopet

Pitchsvingninger

I tilfælde af pitchsvingninger kan det arbejde, som luften udfører på en profilsektion beregnes som:

$$dW = M d\alpha$$

hvor M er det resulterende moment på profilsektionen, og $d\alpha$ er vinkelændringen.

Ved brug af trapetzreglen kan en diskret udgave af dette udtryk skrives som

$$\Delta W = \frac{1}{2} \frac{M_1 - M_0}{\alpha_1 - \alpha_0} (\alpha_1^2 - \alpha_0^2) = \frac{1}{2} \frac{M_1 - M_0}{\alpha_1 - \alpha_0} (\alpha_1 + \alpha_0) (\alpha_1 - \alpha_0)$$

Det totale arbejde (W) kan bestemmes ved at summere bidragene ved gennemløb af en hel svingning. Dæmpningskonstant C_α kan da udtrykkes som:

$$C_\alpha = \frac{W}{\pi \omega q_0^2},$$

hvor ω er vinkelhastigheden i radian/sekund, og q_0 er amplituden for svingningen i radian. Dæmpningskonstanten C_α indgår på følgende måde i bevægelsesligningen:

$$I \ddot{\alpha} + C_\alpha \dot{\alpha} + K_\alpha \alpha = M$$

Det arbejde, der omtales i forbindelse med pitchsvingningerne senere i rapporteret er normeret med $0.5 \rho U_\infty^2 CL$ svarende til at bruge C_m for momentet $M = C_m d\alpha \zeta$

Flapsvingninger

dæmpningen i flap-svingninger er proportional med arealet af y / C_n loopet

I tilfælde af flapsvingninger kan det arbejde, som luften udfører på en profilsektion beregnes som:

$$dW = F dy,$$

hvor F er det resulterende kraft på profilsektionen i y-aksens retning, og dy er forskydningen i y-aksens retning.

Ved brug af trapetzreglen kan en diskret udgave af dette udtryk skrives som

$$\Delta W = \frac{1}{2} \frac{F_1 - F_0}{y_1 - y_0} (y_1^2 - y_0^2) = \frac{1}{2} \frac{F_1 - F_0}{y_1 - y_0} (y_1 + y_0) (y_1 - y_0)$$

Det totale arbejde W kan bestemmes ved at summere bidragene ved gennemløb af en hel svingning. Dæmpningskonstanten C_y kan da udtrykkes som:

$$C_y = \frac{W}{\pi \omega q_0^2},$$

hvor ω er vinkelhastigheden i radian/sekund, og q_0 er amplituden for svingningen i y-aksens retning i meter. Dæmpningskonstanten C_y indgår på følgende måde i bevægelsesligningen:

$$m\ddot{y} + C_y \dot{y} + K_y y = F_y$$

Det arbejde, der omtales senere i forbindelse med flapsvingninger, er normeret med $0.5\rho U_\infty^2 CL$, svarende til at bruge C_n i stedet for kraften i y-retningen og samtidig negligere variationen af hastigheden $\frac{dy}{dt} = C_n \frac{dy}{d\alpha}$

Betydning af hældning og åbning af α / C_n loops

Af ovenstående udtryk for arbejdet fremgår det, at det udførte arbejde i forbindelse med en pitchsvingning er arealet af loopet i α / C_m planet, hvorimod arbejdet i forbindelse med en flapbevægelse er arealet af loopet i y / C_n planet. Ved brug af α / C_n kurver til analyse af flapbevægelser betyder ovenstående, at man må foretage en transformation til y / C_n planet for at analysere effekten af åbningen og hældningen af loops.

Givet en flapbevægelse, der resulterer i følgende vinkelvariation:

$$\alpha = \alpha^0 + \alpha^a \sin(t), \text{ hvor } t = [0:2\pi].$$

Den tilhørende C_n variation antages at have følgende afhængighed af indfaldsvinklen:

$$C_n = C_n^0 + C_n^a \alpha(t + \tau).$$

Sammenhængen mellem indfaldsvinkel og position er da givet ved differential-ligningen:

$$dy = U_0 \frac{C_n^0}{C_n^0} - \tan(\alpha) \frac{C_n^a}{C_n^0} d\alpha$$

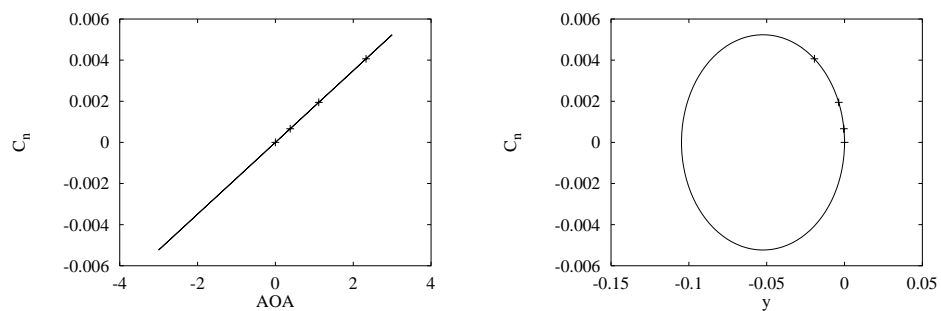
som er transformationen mellem α / C_n og y / C_n planen.

I de følgende figurer er omløbsretningen indikeret ved en serie punkter med voksende afstand i omløbsretningen, se Figur 6-1.

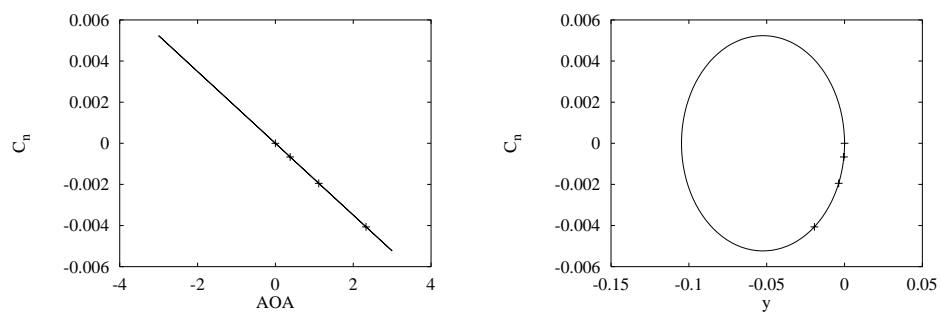
Tabel 6-1. Oversigt over parametre for fire forskellige α / C_n loops.

Tilfælde	α_0	α_a	C_n^0	C_n^a	τ	Dæmpning
P1	0.0	3.0	0.0	0.1	0.0	positiv
P2	0.0	3.0	0.0	-0.1	0.0	negativ
P3	0.0	3.0	0.0	0.1	$\pi/2$	0
P4	0.0	3.0	0.0	0.1	$-\pi/2$	0

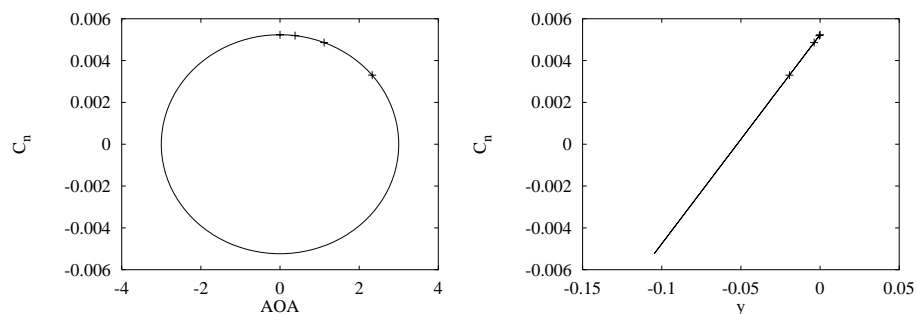
Ved analyse af flap-svingninger ud fra α / C_n kurver er en transformation nødvendig



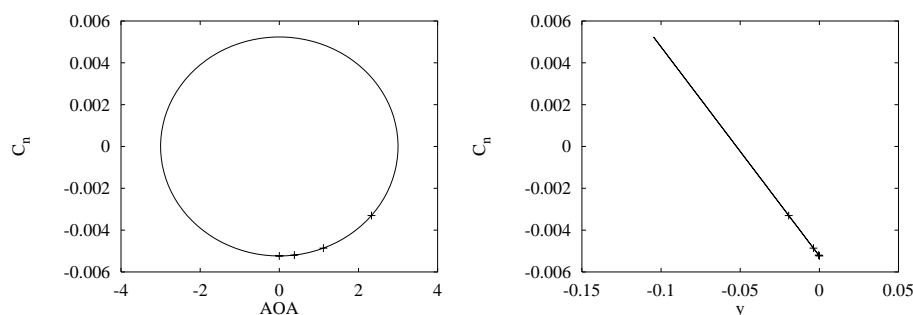
Figur 6-1. Transformation fra α / C_n plan til y / C_n plan giver en åbning af loopet. Loopets omløbsretning er mod uret, og svingningen besidder positiv aerodynamisk dæmpning.



Figur 6-2. Transformation fra α / C_n plan til y / C_n plan giver en åbning af loopet. Loopets omløbsretning er med uret, og svingningen besidder negativ aerodynamisk dæmpning.



Figur 6-3. Transformation fra α / C_n plan til y / C_n plan resulterer i en ret linie med positiv hældning. Det resulterende loop har nul areal, og svingningen er udæmpet.



Figur 6-4. Transformation fra α / C_n plan til y / C_n plan resulterer i en ret linie med negativ hældning. Det resulterende loop har nul areal og svingningen er udæmpet.

Tilfældene P1 og P2 viser indflydelsen af hældningen af α / C_n kurven på dæmpningen for en flapsvingning. I tilfældet P1 ses, at en positiv hældning i α / C_n kurven resulterer i et negativt areal af y / C_n kurven, se Figur 6-1. Det arbejde, luften udfører på profilet, er proportionalt med arealet af y / C_n kurven. Et negativt areal svarer således til at luften modtager energi fra profilet, og at svingningen er dæmpet, idet der fjernes energi fra det svingende system. Tilfældet P2 viser, at hvis α / C_n kurven har en negativ hældning, er forholdene modsat. Den resulterende svingning er ustabil, idet luften nu tilfører energi til det svingende system, se Figur 6-2.

Tilfældene P3 og P4 viser indflydelsen af åbningen af α / C_n kurven på dæmpningen for en flapsvingning. I tilfældet P3 ses, at et åbent loop med positiv areal (omløbsretning i urets retning) i α / C_n planet, resulterer i en kurve med positiv hældning i y / C_n planet, se Figur 6-3. Desuden ses, at arealet i y / C_n planet er nul, og svingningen således er udæmpet. Af tilfælde P4 ses, at et åbent loop med negativt areal i α / C_n planet, resulterer i en kurve med negativ hældning i y / C_n planet, se Figur 6-4. Igen fremgår det, at arealet og dermed det udførte arbejde er nul.

Det ses af ovenstående eksempler, at hældningen af α / C_n loopet er afgørende for dæmpningen ved flapsvingninger. Således resulterer en positiv hældning i α / C_n planet i en dæmpet svingning, hvorimod en negativ hældning resulterer i negativ aerodynamisk dæmpning. Af tilfældene P3 og P4 ses, at åbningen af loopet i α / C_n planet ikke resulterer i dæmpning for en flapsvingning.

en positiv hældning af α / C_n kurven svarer til positiv dæmpning

åbningen af α / C_n kurven er uden betydning for dæmpningen

6.5 Dynamisk stall resultater

Pitchsvingninger

Der blev valgt to forskellige profiler, der begge er afprøvet i Velux tunnelen, se [6-2]. For hvert af profilerne blev der undersøgt to forskellige reducerede frekvenser (k) og to forskellige middellindfaldsvinkler (α_m). For alle tilfældene er det tilstræbt, at amplituden af svingningen (α_a) har en konstant værdi ≈ 2 og et Reynoldstal på ca. halvanden million.

der er sammenligninger af beregninger og målinger for to forskellige profiler

Tabel 6-2. Parametre for de beregnede tilfælde.

CASE	Profil	Re	α_m	α_a	k
A	RISØ-1	1.6e6	2.8	1.4	0.11
B	RISØ-1	1.6e6	11.8	1.6	0.11
C	RISØ-1	1.6e6	3.3	1.5	0.077
D	RISØ-1	1.6e6	11.9	1.8	0.077
E	NACA 63-215	1.6e6	3.4	2.5	0.044
F	NACA 63-215	1.6e6	17.4	3.0	0.044
G	NACA 63-215	1.6e6	3.3	2.5	0.022
H	NACA 63-215	1.6e6	16.7	3.3	0.022

Tabel 6-3. Beregnet arbejde for målte og beregnede svingninger.

CASE	W'(Målinger)	W'(Beregninger)
A	-0.018	-0.011
B	-0.053	-0.030
C	-0.014	-0.010
D	-0.045	-0.030
E	-0.009	-0.017
F	0.080	-0.036
G	-0.005	-0.009
H	0.170	-0.0039

for Risø-1 profilet er der god kvalitativ, og rimelig kvantitativ overensstemmelse mellem beregninger og målinger

I det efterfølgende sammenlignes de målte C_l og C_d loops med beregninger udført af henholdsvis DTU og Risø. For C_m loops er der kun vist sammenligninger mellem beregninger og Risøs resultater, idet det har vist sig, at der var en post-processerings-fejl i momentberegningen i DTU's kode.

Ved sammenligning af beregninger og målinger for tilfælde A, ses af Tabel 6-4, Tabel 6-5 og Tabel 6-6, at omløbsretningen er den samme for målinger og beregninger, og den første kvalitative overensstemmelse er derfor i orden. Ved sammenligning af arbejdet ses, at det beregnede arbejde er ca. 0.6 gange det målte arbejde. Betragtes lift loopet i Figur 6-5 ses, at åbningen af DTU's loop er sammenlignelig med det målte, hvorimod det af Risø beregnede loop åbner langt mindre. Denne forskel mellem de to beregninger tilskrives hovedsageligt indflydelsen af de benyttede turbulensmodeller, henholdsvis $k - \omega$ SST og Baldwin-Barth modellen. Med hensyn til hældningen ses, at der er rimelig overensstemmelse i alle tilfælde. For de tilhørende C_d og C_m loops er billedet det samme - en stor afvigelse i åbningen og en lidt bedre overensstemmelse for hældningen.

For tilfældene B, C og D ses, at omløbsretningen også her stemmer overens med målingerne, se Tabel 6-4, Tabel 6-5 og Tabel 6-6. Ligeledes ses, at det beregnede arbejde for de tre tilfælde er ca. 0.6-0.7 gange det målte arbejde. Vedrørende detaljerne i loopene, se Figur 6-6, Figur 6-7 og Figur 6-8, er billedet tilsvarende tilfælde A. Dog ses i de tre sidste et tydeligt offset for moment og drag loopene, og en lidt bedre overensstemmelse i åbningen af loopene end for tilfælde A.

Tabel 6-4. Rotationsretning for C_l loops, + indikerer rotation med uret.

	A	B	C	D	E	F	G	H
Measured	-	+	-	+	-	+	-	+
Computed Risø	-	+	-	+	-	+	-	+

Tabel 6-5. Rotationsretning for C_d loops, + indikerer rotation med uret.

	A	B	C	D	E	F	G	H
Measured	+	+	+	+	+	-	+	-
Computed Risø	+	+	+	+	+	-	+	-

Tabel 6-6. Rotationsretning for C_m loops, + indikerer rotation med uret.

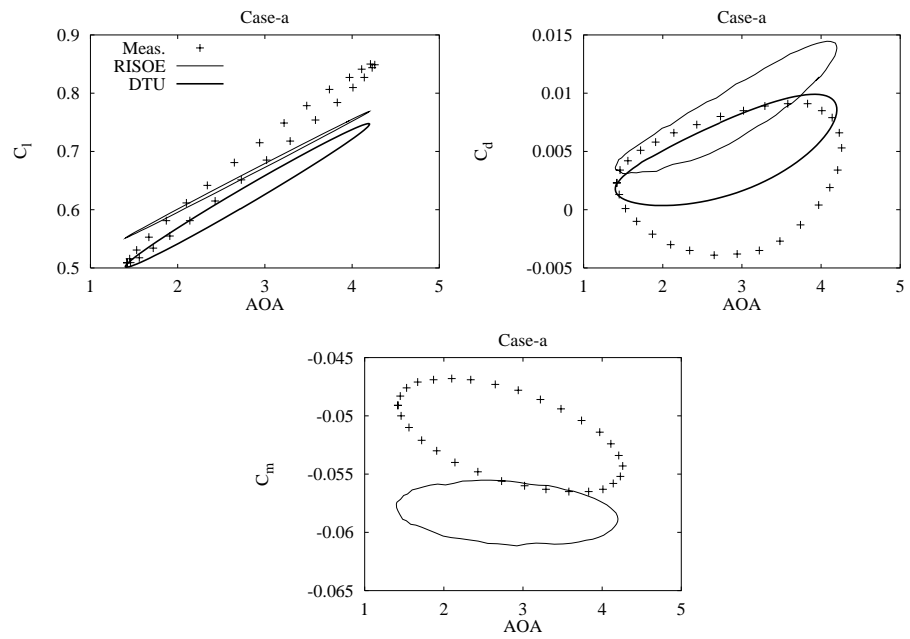
	A	B	C	D	E	F	G	H
Measured	-	-	-	-	-	+	-	+
Computed Risø	-	-	-	-	-	-	-	-

For NACA 63-215 profilet får vi følgende billede. For tilfældene E og G ses, at omløbsretningen af C_l , C_d og C_m loopene stemmer overens mellem målinger og beregninger, se Tabel 6-4, Tabel 6-5 og Tabel 6-6. Det beregnede arbejde er for disse tilfælde cirka 1.9 gange de målte værdier, se Tabel 6-3. Lift og drag loopene viser desuden at der er meget god overensstemmelse mellem de to beregninger, se Figur 6-9 og Figur 6-11. Desuden er overensstemmelsen med de målte resultater god, hvad angår hældningen af loopene. Hvad åbningen angår, er der lidt bedre overensstemmelse end ved Risø-1 profilet, dog ses igen et offset mellem de målte og beregnede drag og moment loops.

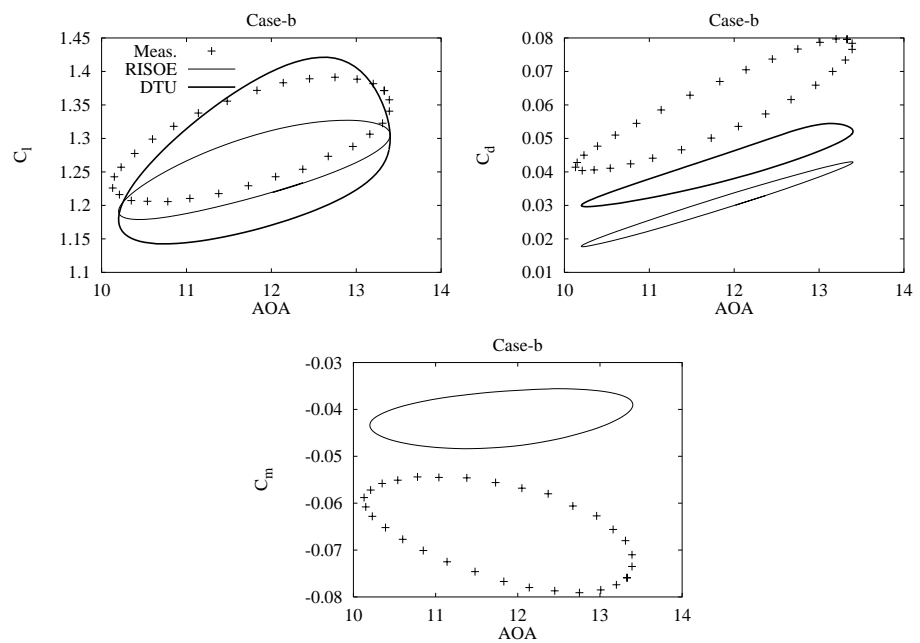
For tilfældene F og H ses omløbsretningen af C_l og C_d loopene at stemme overens mellem målinger og beregninger, se Tabel 6-4 og Tabel 6-5. For moment loopene er dette ikke tilfældet, se tabel Tabel 6-6, hvilket også klart afspejles i det beregnede arbejde, som har forskellig fortegn for målingerne og beregningerne. Der er desuden store kvalitative forskelle mellem de målte og beregnede lift, drag og moment loop, se Figur 6-10 og Figur 6-12. Den generelt ringe overensstemmelse for tilfældene tilskrives generelle problemer med at beregne strømning ved høje indfaldsvinkler (16-17 grader) for NACA 63-215 profilet, en problematik der også er kendt i forbindelse med bestemmelse af stationære profilkarakteristikker for netop dette profil.

For NACA 63-215 profilet er der god overensstemmelse mellem målinger og beregninger ved lave indfaldsvinkler

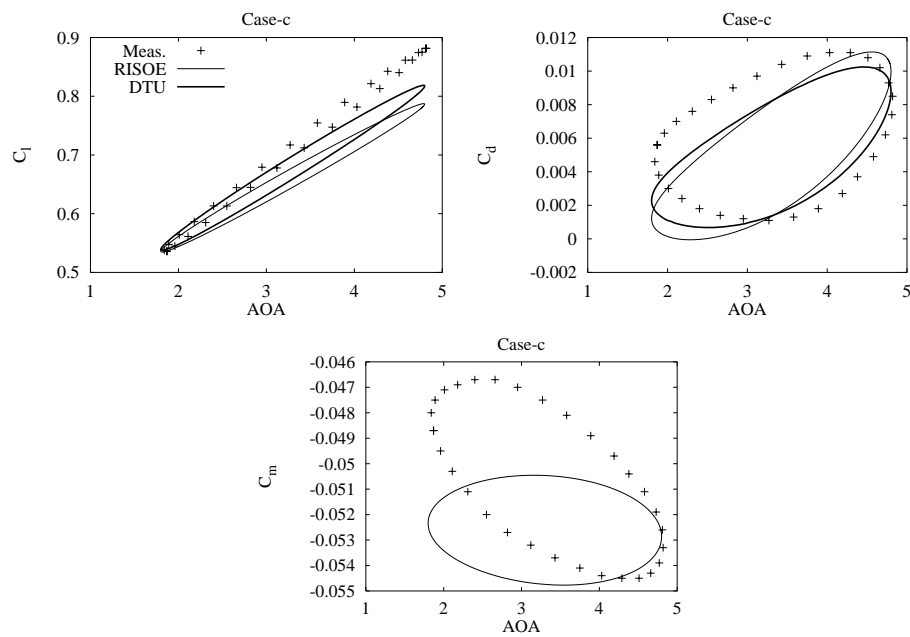
For NACA 63-215 profilet er der dårlig overensstemmelse mellem beregninger og målinger for høje indfaldsvinkler



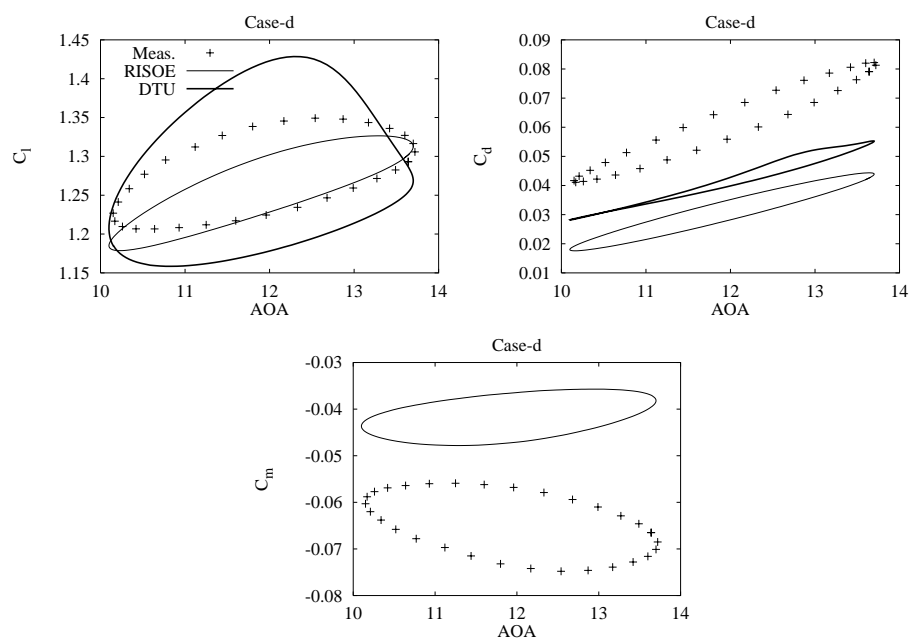
Figur 6-5. Lift, drag og moment loops for tilfælde A. $\alpha = 2.8 + 1.4 \sin 2t$



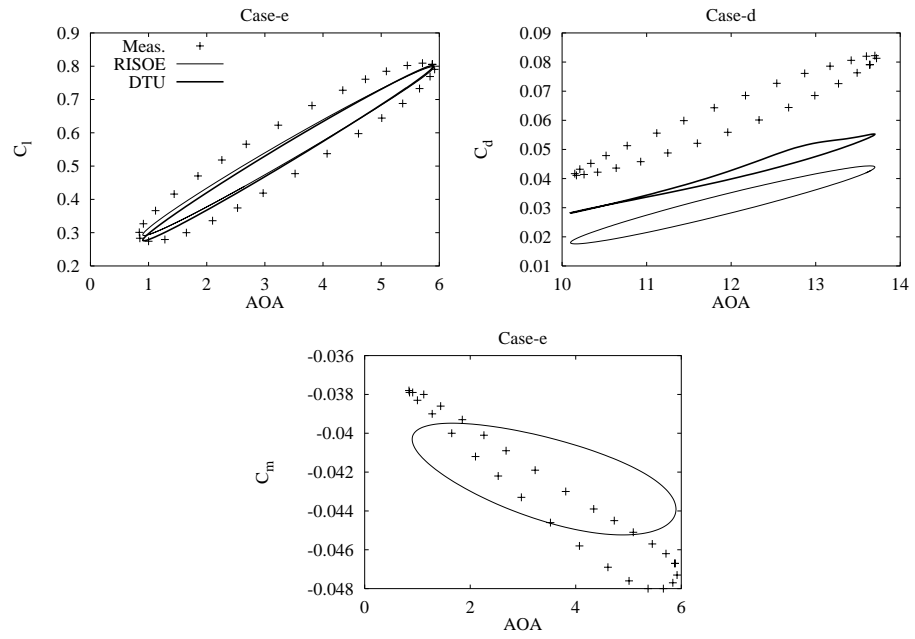
Figur 6-6. Lift, drag og moment loops for tilfælde B. $\alpha = 11.8 + 1.6 \sin 2t$



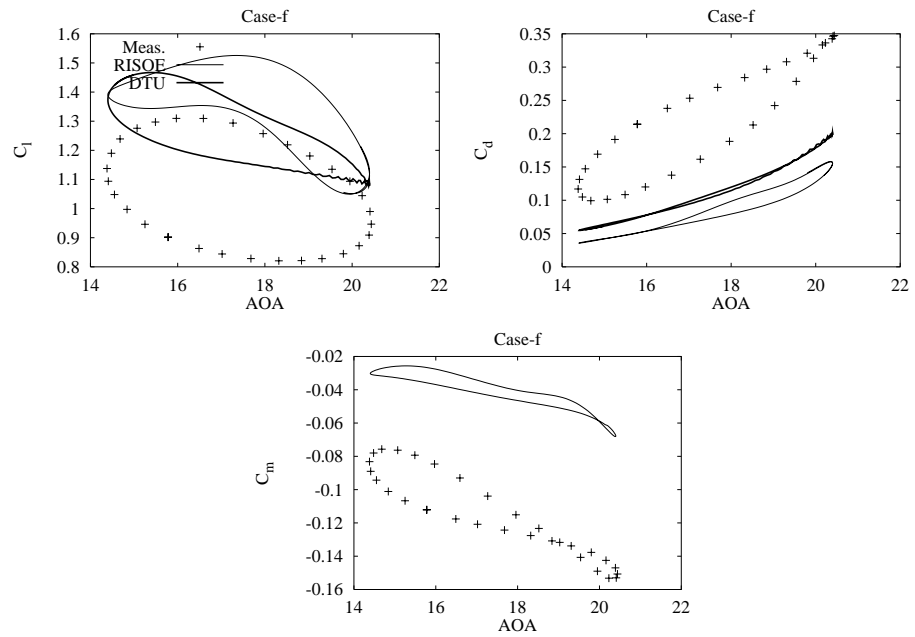
Figur 6-7. Lift, drag og moment loops for tilfælde C. $\alpha = 3.3 + 1.5 \sin 1.54t$



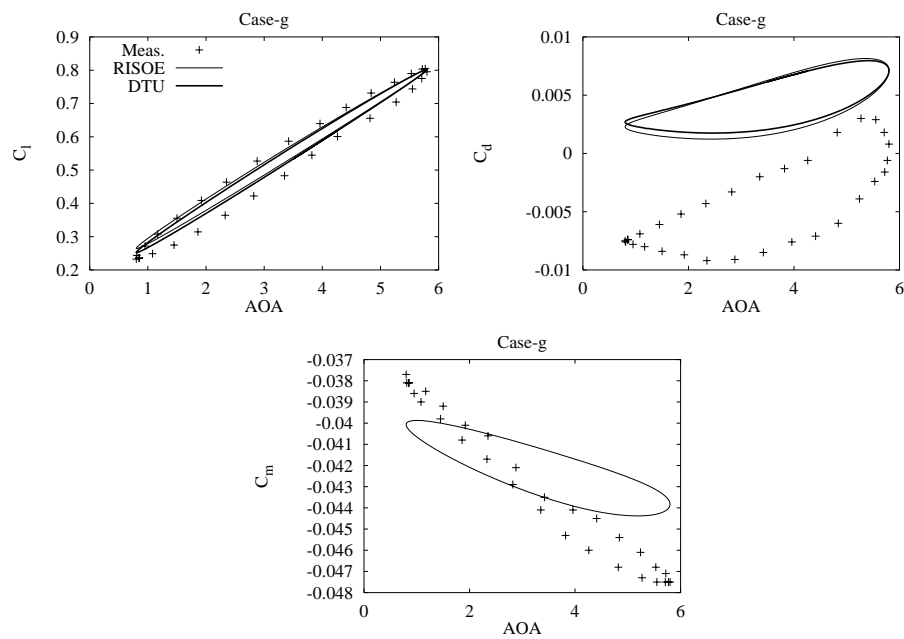
Figur 6-8. Lift, drag og moment loops for tilfælde D. $\alpha = 11.9 + 1.8 \sin 1.54t$



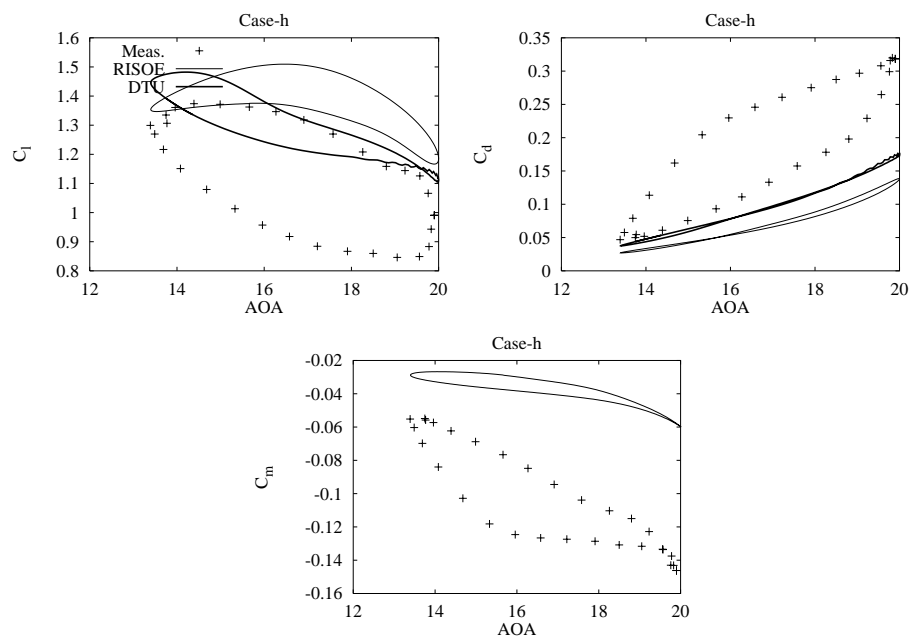
Figur 6-9. Lift, drag og moment loops for tilfælde E. $\alpha = 3.4 + 2.5 \sin 0.88t$ [rad]



Figur 6-10. Lift, drag og moment loops for tilfælde F. $\alpha = 17.4 + 3.0 \sin 0.88t$ [rad]



Figur 6-11. Lift, drag og moment loops for tilfælde G $\alpha = 3.3 + 2.5 \sin 0.44t$.



Figur 6-12. Lift, drag og moment loops for tilfælde H. $\alpha = 16.7 + 3.3 \sin 0.44t$.

6.6 Flapsvingninger

der blev beregnet en flapsvingning svarende til parametrene for tilfælde B fra pitchsvingningerne

Der blev desuden gennemført en beregning for en flapsvingning, hvor variationen af indfaldsvinklen og svingningens reducerede frekvens svarede til tilfælde B fra pitchsvingningerne. Dette blev gennemført for at sammenligne dæmpningen for pitch- og flapsvingninger. Flapsvingningen er beskrevet ved følgende ligning

$$y = y_a \sin \omega t \quad \text{hvor } t = [0:2\pi / \omega]$$

Den instantane vertikale hastighed er givet ved:

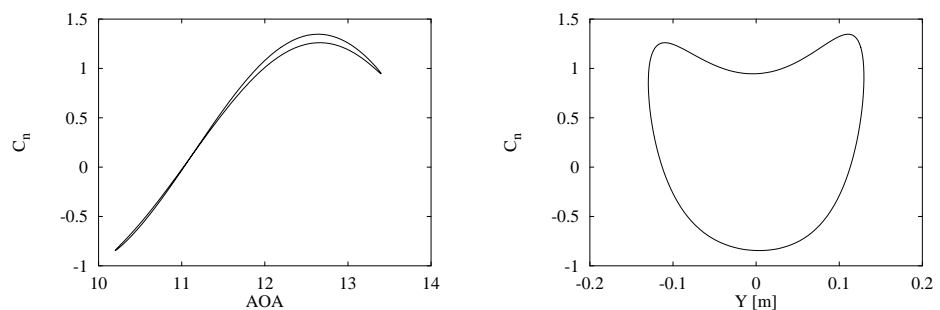
$$V = V_m - \dot{y} = V_m - y_a \omega \cos \omega t$$

hvor $V_m = .5 U_0 [\arctan \theta_{\min} + \arctan \theta_{\max}]$ er den vertikale middelhastighed, og den horisontale hastighed er givet ved $U_0 = \cos \theta_m$. Amplituden for pitchsvingningen kan nu bestemmes som:

$$y_a = \frac{V_m - V_{\min}}{\omega} = \frac{.5 U_0 [\arctan \theta_{\min} + \arctan \theta_{\max}]}{\omega}$$

dæmpningen ved flapsvingningen er ca. 10 gange større end ved den tilsvarende pitchsvingning

I Figur 6-13 er normalkoefficienten vist både som funktion af indfaldsvinkel og vertikal position. Som det ses, er loopet næsten lukket i α / C_n planet. Loopet i y / C_n planet er derimod tydeligt åbent, med omløbsretning mod uret. Beregnes arbejdet som $W = C_n dy$ fås en værdi på -0.42 mod -0.03 for den tilsvarende pitchbevægelse. Det ses således, at flapbevægelsen er af størrelsesorden ti gange mere dæmpet end pitchbevægelsen.



Figur 6-13. Normalkoefficienten som funktion af henholdsvis indfaldsvinkel og vertikal position.

6.7 Konklusion

forholdet mellem målt og beregnet arbejde varierer fra 1/2 til 2

Problematikken vedrørende dæmpning og dynamiske profil-data blev analyseret ved hjælp af målinger og beregninger. For pitchsvingninger blev det vist, at for moderate indfaldsvinkler var forholdet mellem det målte og beregnede arbejde cirka 0.6-0.7 for Risø-1 profilet, og ca. 2 for NACA 63-215 profilet.

I alle tilfælde, på nær de høje indfaldsvinkler (tilfælde F og H), var der overensstemmelse mellem den beregnede og målte omløbsretning for C_l , C_d og C_m . Afvigelsen ved de høje indfaldsvinkler tilskrives velkendte problemer med beregning på specielt NACA 63-215 profilet ved høj indfaldsvinkel.

Det blev vist, at hældningen af α / C_n loopet er afgørende for dæmpningen i flapsvingninger, idet en positiv hældning svarer til en dæmpet svingning og en negativ hældning svarer til negativ dæmpning. Desuden blev det vist, at åbningen af α / C_n loopet ikke spiller nogen rolle for dæmpningen for flapsvingninger.

Til sidst blev det vist, at det udførte arbejde i forbindelse med en flapsvingning er cirka 10 gange større end ved en pitchsvingning med samme amplitude og reduceret frekvens.

*hældningen af α / C_n
kurven er afgørende for
dæmpningen i flapsving-
ninger*

6.8 Referencer

- [6-1] Ekaterinaris, J.A. and Platzer M.F. Computational prediction of airfoil dynamic stall. *Prog. Aerospace Sci.*, 33:759--846, 1998.
- [6-2] Fuglsang, P., Antoniou, I., Bak C., and Madsen H.A. Wind Tunnel Test of the RISØ-1 Airfoil. Risø-R- 999-(EN), Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, May 1998.
- [6-3] Fuglsang, P., Antoniou, I., Dahl K.S., and Madsen H.A. Wind Tunnel Test of the RISØ-1 Airfoil. Risø-R- 1041-(EN), Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, Dec. 1998.
- [6-4] Fuglsang, P., Antoniou, I., Sørensen N.N., and Madsen H.A. Wind Tunnel Test of the RISØ-1 Airfoil. Risø-R-981-(EN), Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, April 1998.
- [6-5] McCroskey, W.J.. Unsteady airfoils. *Ann. Rev. Fluid Mech.*, 1982.
- [6-6] McCroskey, W.J.. The Phenomenon of Dynamic Stall. *NASA T.M. 81264*, 1981.
- [6-7] Petersen, J.T. The Aeroelastic Code HawC - Model and Comparisons}. In Pedersen B.M., editor, *Pro. State of the Art of Aeroelastic Codes for Wind Turbine Calculations, 28th Meeting of Experts*, pages 129--135, Technical University of Denmark, April 11-12 1996. International Energy Agency, Annex XI.

7 Afklaring af aerodynamik for stillestående rotor i forbindelse med ekstremlastberegning

7.1 Introduktion

der regnes på en parkeret rotor med strømning i rotoraksens retning

Et problem ved BEM beregninger på stillestående rotor, er mangel på profil data ved de ekstreme indfaldsvinkler, der optræder i denne situation. Endvidere er der betydelig usikkerhed omkring lastfordelingen, bl.a. hvordan drag fordelingen er ved 90 graders indfaldsvinkel. Derfor er der lavet en 3D CFD beregning på en vinge under stilstand.

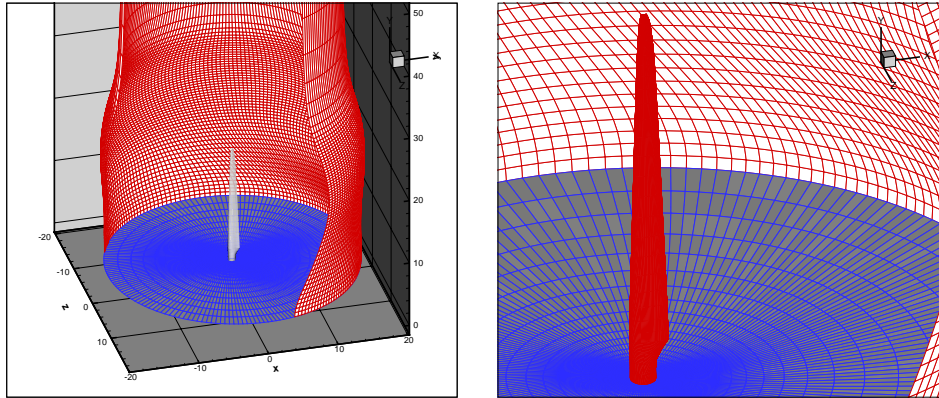
7.2 Metode

I denne rapport beskrives beregningen på en parkeret rotor, der er udsat for vind (10 m/s) i rotoraksens retning. Der findes en række andre interessante tilfælde med parkerede rotor. Den simple situation er valgt, idet problemet er rotations-symmetrisk, og det således er muligt at begrænse beregningen til et enkelt rotor blad. Idet det må forventes, at strømningen er kraftigt separeret på sugesiden af rotorbladene, er der i denne undersøgelse gennemført både stationære og instationære beregninger. Dette blev gjort for at afgøre, hvorvidt det er muligt at nøjes med stationære beregninger til denne type problemer, idet disse beregningsmæssigt er langt billigere end instationære beregninger.

Navier-Stokes løseren EllipSys3D, der er udviklet i samarbejde mellem DTU og Risø, Michelsen [7-1], [7-2] og Sørensen [7-4], blev benyttet til at løse strømningen omkring den parkerede rotor.

der regnes både stationært og instationært med EllipSys3D NS-løseren

Koden er en tryk/hastigheds formulering i generelle kurvelineære koordinater. Koden, der er baseret på SIMPLE algorithmen Patankar [7-3], benytter kartesiske hastigheds komponenter, og er 2.ordens nøjagtig i tid og rum. Koden er paralleliseret for afvikling på distribueret memory maskiner, og tillader således en effektiv udnyttelse af moderne paralleldatamater. Koden er forsynet med en $k - \omega$ SST model, der i tidligere beregninger har vist sig velegnet til såvel profil- som rotorberegninger. I de stationære beregninger er der benyttet netsekvens og lokale tidskridt for at accelerere konvergens, hvorimod den instationære beregning benytter subiterationer og globalt tidskridt for at opretholde tidsnøjagtigheden. For at undgå transienten i forbindelse med etableringen af strømningen blev resultaterne fra den stationære beregning benyttet som startgæt.



Figur 7-1. Net til beregning af strømmingen omkring en parkeret rotor. Venstre billede viser et total billede af nettet, mens højre billede viser detaljer nær rotorbladet.

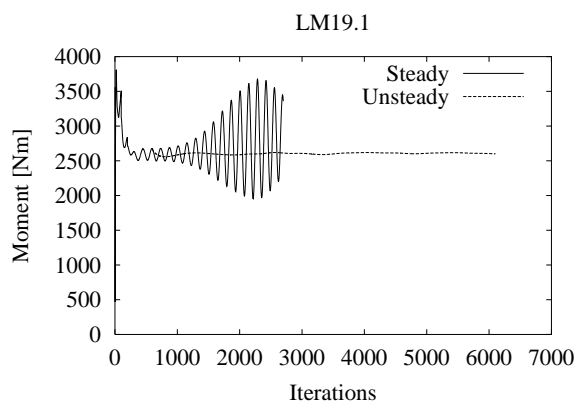
Der blev genereret et O-H-net omkring et LM19.1 blad, se Figur 7-1. Baseret på erfaringer fra traditionelle rotorberegninger blev der genereret et net med $y^+ \approx 1$ ved bladoverfladen, og cirka 800.000 celler. Som det fremgår af Figur 7-1, er nettet strakt mod overfladen af bladet for at kunne opløse gradienterne i grænselaget. Nettet er genereret med Risøs egen hyperbolske netgenerator (Hyp-Grid3D), der genererer net med god ortogonalitet og glathed.

beregningsnettet består af 800.000 celler

7.3 Resultater

Der blev som tidligere omtalt gennemført to beregninger; en stationær og en instationær beregning. Den stationære beregning tog ca. 6 CPU timer på 4 processorer (ialt 24 CPU timer) på en IBM SP2 (160 MHz Power-2), hvorimod den instationære beregning tog 20 CPU timer på 24 processorer (ialt 480 CPU timer) på en IBM SP2, eller cirka 20 gange så lang tid som den stationære beregning.

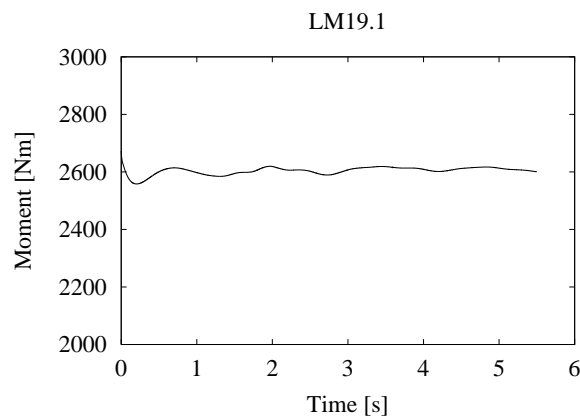
den instationære beregning er ca. 20 gange mere beregningskrævende end den stationære beregning



Figur 7-2. Sammenligning af beregnet drivmoment ved brug af henholdsvis stationær og instationær beregning. Variationen af det beregnede moment er tydeligt mindre og værdien bedre bestemt ved brug af den instationære beregningsmetode.

der er ikke nogen stationær løsning til strømmingen omkring den parkerede rotor

I Figur 7-2 er vist det beregnede drivmoment fra et enkelt blad som funktion af antal iterationer, både for den stationære og den instationære beregning. Af kurven for den stationære beregning fremgår det tydeligt, at koden ikke finder en stationær løsning, men at løsningen vedbliver at fluktuere. Amplituden i denne svingning er ca. 500 Nm, sammenlignet med en middelværdi på 2750 Nm. Ses herefter på den tilsvarende kurve for den instationære beregning, konstateres at amplituden i denne er ca. 10 Nm, eller ca. 2 % af værdien fra den stationære beregning, se Figur 7-3. Sammenholdes middelværdierne ses, at overensstemmelsen på middelværdien er bedre end for amplituderne, nemlig en middelværdi på 2750 Nm for den stationære beregning, mod en værdi på 2600 Nm for den instationære beregning.



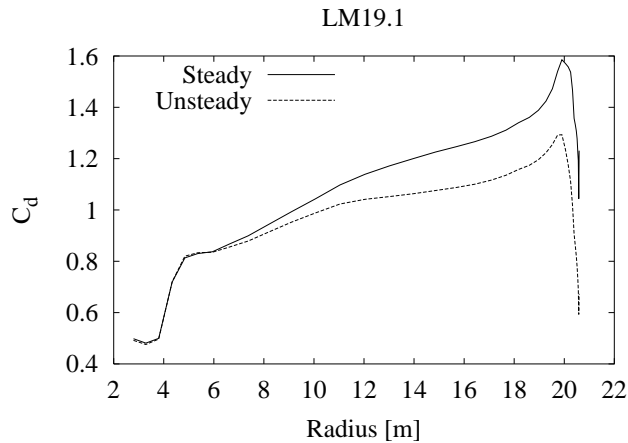
Figur 7-3. Tidshistorie af drivmomentet på et enkelt blad.

I det følgende betragtes den radiale fordeling af modstands-koefficienten C_d . I denne sammenhæng beregnes modstands-koefficienten som:

$$C_d = \frac{F_n}{0.5 \rho C U_\infty^2},$$

man skal være forsigtig med at bruge de stationære resultater

hvor C er den lokale profil-korde, og F_n er kraften pr. meter normalt til rotorplanet. Normal-kraften er midlet over flere iterationer både for den stationære og for den instationære beregning. Af Figur 7-4 ses, at de to beregninger kun giver identisk C_d på de inderste ca. 20 % af rotoren. For den resterende del af rotoren giver den stationære beregning forhøjede værdier sammenlignet med den tidstro beregning. Da den stationære beregning ikke kan konvergeres i bund, skal man være forsigtig med at benytte de resultater.

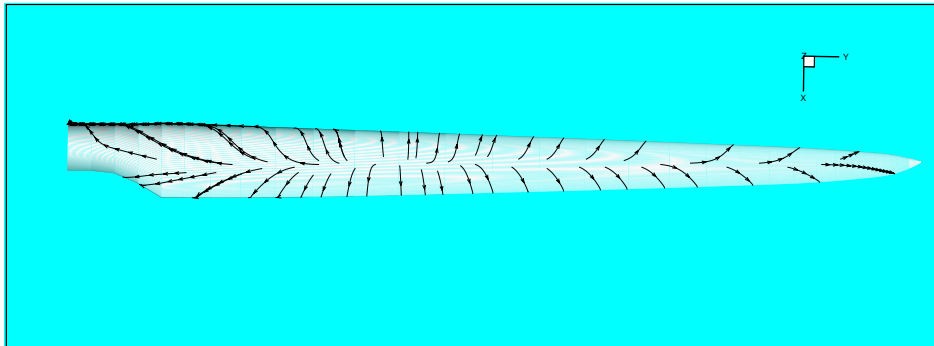


Figur 7-4. C_d på bladet som funktion af radius. Effekten af tippen såvel som det cylinderformede rodstykke er tydelige i C_d fordelingen.

C_d på den inderste cylindriske del er ca. 0.5 i begge beregninger. For et Reynoldstal $\rho U_\infty D / \mu \zeta$ på en million giver målinger 0.4 for en cirkulær cylinder med uendeligt sideforhold (længde/radius), hvilket er lavere end de aktuelt bestemte værdier.

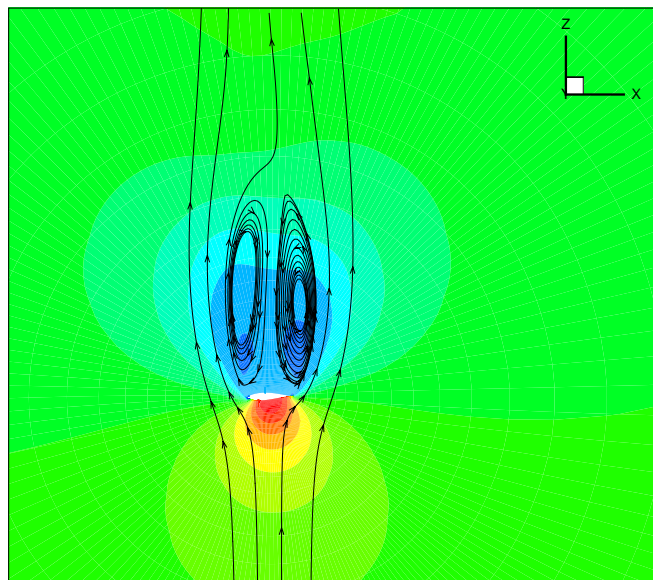
På Figur 7-5, der viser partikel spor på sugesiden af bladoverfladen, ses tydelig tredimensional strømning på hele rotorbladet. Dette kan være noget af forklaringen på de forhøjede værdier i beregningerne for rodstykket.

strømningen på sugesiden af bladet er kraftigt tredimensional



Figur 7-5. Partikel spor på sugesiden af bladet for den instationære beregning. Strømningens tredimensionale karakter fremgår af det tydelige spanvise strømningsmønster.

Mellem radius 4 og 5 meter, hvor bladets 'skulder' befinder sig øges C_d hurtigt fra 0.4 til 0.85, derefter ses en svagt voksende fordeling ud til radius=20 hvor man finder en værdi på 1.3, efterfulgt af et hurtigt fald til 0 ved tippen.



Figur 7-6. Kordevis snit, der viser tryk konturer og partikelspor omkring rotorbladet for den instationære beregning. Synsretningen er i bladaksens retning fra tippen mod roden. Af figuren fremgår tydeligt, at der er massiv separation på sugesiden af vingen.

den beregnede C_d fordeling er lavere end foreskrevet i normen

Det ses således, at C_d ligger betydeligt under den eksperimentelle værdi på 2.0 for en flad plade med uendeligt sideforhold (længde/højde), og i middel er nærmere ved den eksperimentelle værdi 1.18 for et sideforhold på 1. Af Figur 7-5 er det klart at faldet i C_d ved tippen er betinget af strømningen fra tryk- til sugesiden, der medfører kraftige 3D effekter.

At strømningen er kraftigt separeret, kan desuden ses af Figur 7-6, der viser et snit gennem strømningen for radius lig 15 meter. Strømningsretningen er fra bund til top. I centeret af billedet ses profilkonturen, og isobarene er indikeret ved gråtoningen. Ved at addere partikler til strømningen opstrøms for bladet, fremgår det tydeligt, at der er to store modroterende hvirvler på sugesiden af bladet.

Når man betragter disse modroterende hvirvler, er det tydeligt, hvorfor partikelsporene på sugesiden af bladet starter midt på korden og bevæger sig udad mod henholdsvis for- og bagkant.

7.4 Konklusion

problemet med en parkeret rotor kræver en fuld instationær beregning

Der blev gennemført stationære og instationære beregninger med EllipSys3D Navier-Stokes løseren af en parkeret rotor udsat for vind i rotoraksens retning. Det var ikke muligt at opnå en konvergeret løsning med den stationære beregningsmetode, og sammenligninger med de instationære beregninger viste 50 gang kraftigere fluktuationer i det beregnede drivmoment. De kraftige fluktuationer, der observeres i forbindelse med den stationære beregning, skyldes brugen af lokale tidskridt der ikke kan repræsentere fysikken, og istedet virker forstærkende på eventuelle fluktuationer.

den beregnede C_d fordeling er lavere end foreskrevet i normen

De beregnede spanvise C_d fordelinger gav værdier, der var lavere end forventet; specielt på den midterste del af rotorbladet, hvor strømningen kunne forventes at være tilnærmelsesvis todimensional. De kraftige tredimensionale strømningsforhold, der er tilstede overalt på rotoren, menes at være forklaringen på dette. Flow visualiseringer fra den instationære beregning viste således, at selv på den centrale del af bladet, er der kraftige 3D effekter.

De nærværende resultater behøver stadig at blive bekræftet af målinger og yderligere beregninger.

7.5 Referencer

- [7-1] Michelsen, J.A.. Basis3D - a Platform for Development of Multiblock PDE Solvers. Technical Report AFM 92-05, Technical University of Denmark, 1992.
- [7-2] Michelsen, J.A.. Block structured Multigrid solution of 2D and 3D elliptic PDE's. Technical Report AFM 94-06, Technical University of Denmark, 1994.
- [7-3] Patankar, S.V. and Spalding D.B.. A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-Dimensional Parabolic Flows. *Int. J. Heat Mass Transfer*, 15:1787, 1972.
- [7-4] Sørensen, N.N.. General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills. Risø-R- 827-(EN), Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, June 1995.

8 Kobling af optimeringsprogram til aeroelastisk model for optimering af mølledynamik

8.1 Introduktion

Der er inden for de seneste år udviklet et optimeringsprogram, som kan bruges til generelle parameterundersøgelser og i forbindelse med design af vindmøller. Heri indgår blandt andet aerodynamiske og aeroelastiske beregninger. Ved hjælp af en tilstrækkeligt detaljeret kostfunktion er det muligt at optimere en hel møllekonfiguration mht. lavest mulig kWh pris. Det er specielt muligt at optimere dele af vindmøllen og derigennem at undersøge betydningen på belastninger og aerodynamik.

Typiske optimeringsparametre beskriver rotorens aerodynamik, omdrejningstal, tårnhøjde og generatorstørrelse. Optimeringsprogrammet har indtil nu ikke været anvendt direkte på møllens dynamik, selvom det er kendt, at dynamikken har stor indflydelse på udmattelseslasterne. Det forventes derfor, at der er et potentiale ved at anvende numerisk optimering til dynamisk tilpasning af vindmøllens hovedkomponenter.

I dette kapitel gøres rede for, hvorledes optimeringsprogrammet er blevet integreret med den aeroelastiske kode, HawC [8-1], [8-2]. Formålet har været at kunne optimere stivhederne for tårn, aksel og vinger. Ved at optimere stivhedernes fordeling kan egenfrekvenserne for møllens hovedsvingningsformer tilpasses, så der opnås lavest mulig udmattelsesbelastning af vinge og nacelle. Desuden er det muligt at optimere vingens svingningsretning som funktion af radius så den aerodynamiske dæmpning maksimeres. Specielt for kantsvingninger er vingens dæmpning i den kantvise retning vigtig.

Til validering af metoden er der udført en række simple testeksempler omhandlende:

HawC er nu integreret i Risø's optimeringsprogram.

Dynamisk tilpasning og dæmpning kan optimeres

- Dynamisk tilpasning af tårn- og aksestivheder for minimering af udmattelseslasten for vingerodens flapvise bøjningsmoment.
- Optimering af kvasi-statisk dæmpning for maksimal kantvis dæmpning i både kantvis og flapvis retning.

Som testeksempel er der anvendt en aeroelastisk model af en typisk dansk tre-bladet vindmølle i megawatt klassen.

8.2 Optimeringsprogram

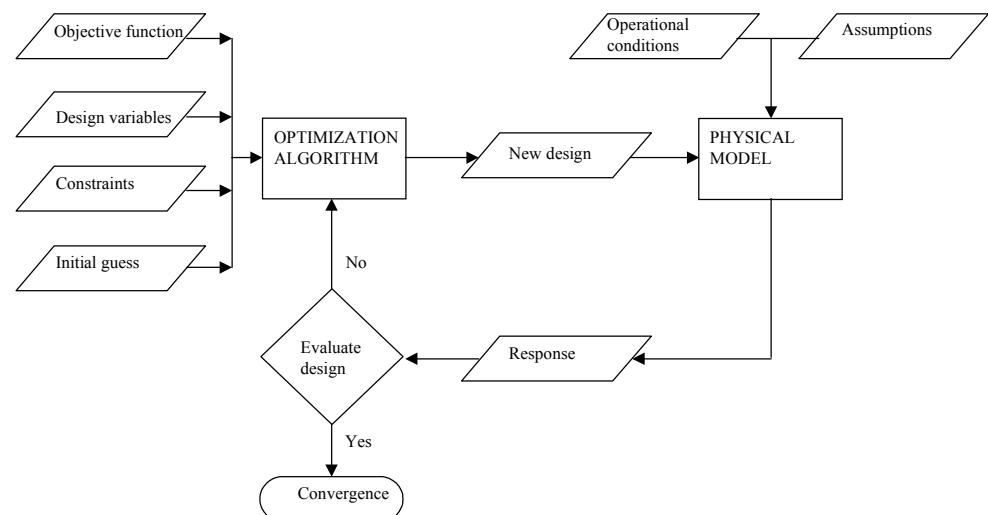
Optimeringsprogrammet beskrives i det følgende overordnet. En mere detaljeret beskrivelse kan findes i [8-3], [8-4] og [8-5].

Numerisk optimering

Optimering kan udtrykkes som minimering af objektfunktionen, $\text{Objf}(\mathbf{x})$ med hensyn til bibetingelserne, $g_j(\mathbf{x}) \leq 0$, $j \in [1, \dots, J]$, hvor J er antallet af bibetingelser. Både objektfunktionen og bibetingelserne kan være ikke-lineære funktioner af de N designvariable i designvektoren, \mathbf{x} .

Ved brug af numerisk optimering opnås der en invers designproces, hvor optimeringsalgoritmen selv finder et optimum inden for de rammer, som variable og bibetingelser udgør. Processen er skitseret i Figur 8-1. Selve optimeringsprocessen er iterativ. Det aktuelle mølledesign beskrives af en lang række parametre, hvoraf en delmængde udgør variablene i designvektoren. Der foretages en gennemregning vha. en fysisk beregningsmodel, hvis respons bruges af optimeringsalgoritmen til at ændre den aktuelle mølles karakteristika. En del af responset er objektfunktion og bibetingelser. Optimeringsalgoritmen bruger objektfunktionens gradient med hensyn til både designvektoren og bibetingelserne. Optimeringsprocessen afbrydes først, når det aktuelle design er konvergeret imod en optimal løsning i forhold til de opstillede betingelser.

*brug af optimering giver en
invers og automatisk de-
signproces*



Figur 8-1. Anvendelse af en numerisk optimeringsalgoritme sammen med en fysisk beregningsmodel.

Typiske designvariable er rotorens aerodynamiske karakteristika og i relation til dynamisk tilpasning stivheder for tårn, aksel og vinge samt eventuelt vingens svingningsretning som funktion af radius. Hvis en fordeling langs med radius optimeres, er strategiske punkter på kurven designvariable, og interpolation sikrer en glat og realistisk kurve.

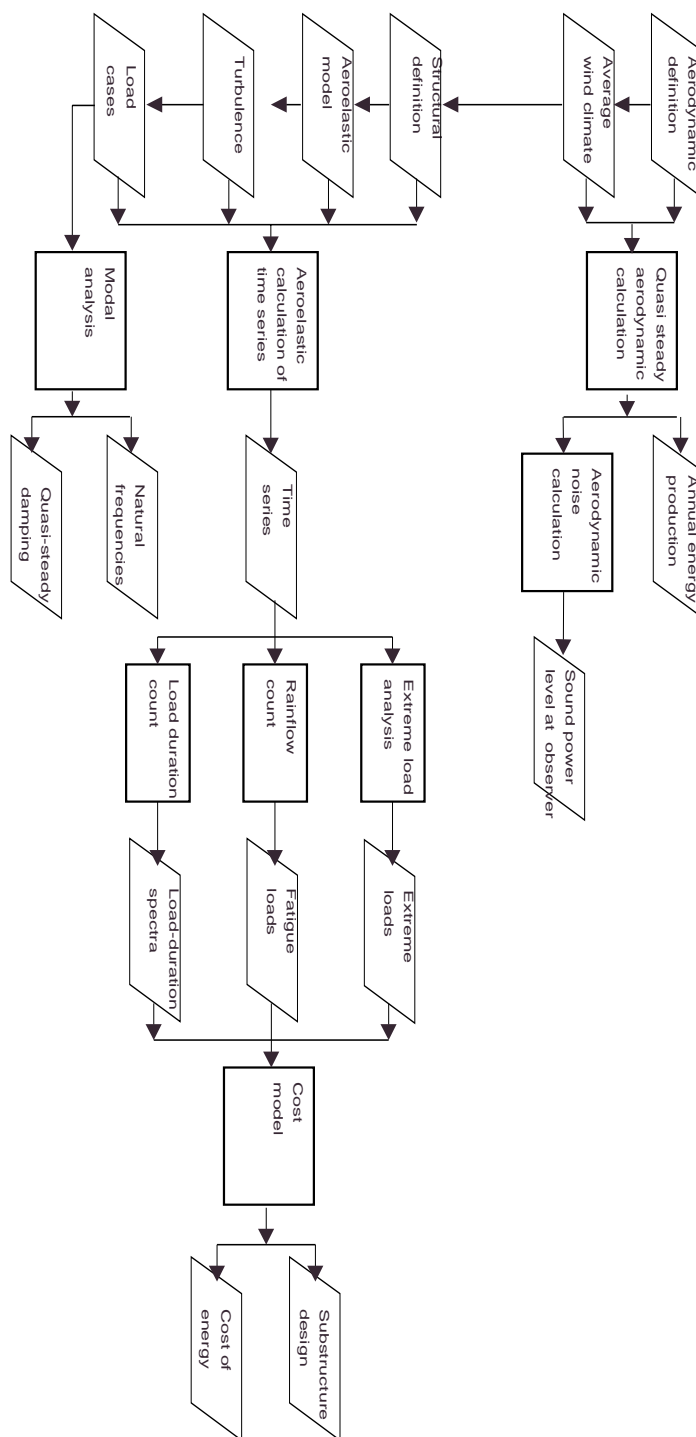
Bibetingelserne vil typisk direkte omfatte designvariablenes værdi men også responset i form af energiproduktion, kWh-pris, laster eller andre beregningsresultater.

En af de væsentligste fordele ved anvendelsen af numerisk optimering, er at komplekse problemer med mange designvariable og bibetingelser kan håndteres af algoritmens matematik, så alle variable ændres samtidigt. Numerisk optimering er således et hjælpemærktøj for designeren, som kan koncentrere sig om at vurdere optimeringens resultat fremfor direkte beregninger, hvor ændringer foretages manuelt, typisk af få parametre. På grund af den iterative proces kan beregningstiden dog blive lang, hvis problemet er omfattende, eller det involverer komplekse beregninger så som aeroelastiske beregninger.

Anvendelsen af optimeringsalgoritmen er mere detaljeret beskrevet i [8-3], [8-4] og [8-5].

stivheder for tårn, aksel og vinge samt vingens svingningsretning kan optimeres

komplekse problemer kan håndteres af matematikken



Figur 8-2. Optimeringsprogrammets fysiske model.

Fysisk model

aeroelastiske beregninger
og kvasi-statisk aerody-
namik indgår

Den fysiske beregningsmodel indeholder i sin nuværende form følgende delmo-
deller, hvis sammenhæng er skitseret i Figur 8-2:

- Kvasi-statisk beregning giver resultater for rotorens aerodynamik samt be-
regning af den årlige energiproduktion.

- Semi-empirisk beregning af aerodynamisk støj ud fra den kvasistatiske aerodynamik. Resultatet er en total lydeffekt fra aerodynamisk støj i en given position i forhold til rotoren.
- Aeroelastiske beregninger af tidsserier resulterende i en tidsserie pr. lasttilfælde.
- Ekstremlast-analyse for udregning af ekstremlaster
- Rainflowtælling for udregning af udmattelseslaster
- Varigheds-analyse for udregning af den tidslige fordeling af lastniveauer.
- Kostfunktion baseret på resultaterne fra den aeroelastiske beregning samt den årlige energiproduktion. Specifikke modeller for bl.a. vingens struktur bruges til at udregne vingepris samt eventuelt modificeret strukturelt design.
- Modalanalyse/ beregning af kvasi-statisk aerodynamisk dæmpning ud fra den strukturelle beskrivelse af møllen samt den aeroelastiske model.

Samspillet imellem delmodellerne er omfattende og består i udveksling af ind-data og videreformidling af resultater. Anvendelsen af delmodellerne er detaljeret beskrevet i [8-3], [8-4] og [8-5].

I dette projekt er anvendelsen af den aeroelastiske model delvist udført. Desuden er modalanalysen og beregningen af den kvasi-statiske dæmpning indført. Disse uddybes i nedenstående.

Aeroelastiske beregninger af tidsserier

Aeroelastiske beregninger kræver en lang række input, som overordnet kan opdeles i driftsbetingelser/forudsætninger samt definition og beskrivelse af møllens aerodynamik og strukturdynamik. Desuden opstilles en aeroelastisk HawC model med et antal frihedsgrader. Der defineres en række lasttilfælde, som eventuelt kan svare til de gennemregninger som forlanges i forbindelse med typogodkendelse. Designvariablene vil typisk være en delmængde af møllens aerodynamiske og strukturdynamiske beskrivelse.

Følgende strukturdynamiske designvariable er defineret i relation til dynamisk tilpasning:

- Tårnets stivhedsfordeling og massefordeling
- Akslens stivhedsfordeling og massefordeling
- Vingens stivhedsfordeling og massefordeling
- Vingens svingningsretning som funktion af radius

Beregningen resulterer i et respons i form af tidsserier for hvert lasttilfælde indeholdende den tidslige variation af en række laster og deformationer, som efterbehandles for at beregne:

- Statistik
- Ekstremlaster
- Udmattelseslaster
- Varighedskurver

Det totale respons er således karakteristiske værdier for en lang række belastninger og deformationer, som kan anvendes i optimeringen som objektfunktion eller bibetingelser. Desuden anvendes responset som input til kostfunktionen.

HawC anvendes og tidsserierne analyseres for statistik og belastninger

HawC

HawC er en generel ikke-lineær FEM model der integrerer i tiden

HawC er baseret på en generel ikke-lineær aeroelastisk finite element model med prismatiske elementer. Vindmøllens dynamiske respons findes ud fra tids-simulering. Vindmøllens struktur er inddelt i substrukturene: tårn, akse og vinger, som beskrives i lokale koordinatsystemer. Et antal bevægelsesligninger opstilles, og løsning sker ved tidsintegration. Belastningen indeholder tyngdekraften, aerodynamiske kræfter samt et komplet vindfelt med tre-dimensionel trekomponent turbulent. Se i øvrigt [8-1] og [8-2] for yderligere information.

Modalanalyse/ beregning af kvasi-statisk aerodynamisk dæmpning

modalanalyse giver egenfrekvenser og evensvingningsformer

Ud fra den aeroelastiske model for møllen, samt det strukturdynamiske input kan egenfrekvenserne og evensvingningsformerne identificeres. Det er derved muligt at påtrykke bibetingelser på egenfrekvenserne.

aerodynamisk dæmpning udregnes ud fra en simpel kvasi-statisk model

Den kvasi-statiske aerodynamiske dæmpning udregnes ud fra et forsimplet udtryk for den aerodynamiske dæmpning for en vingesektion. Dæmpningen udregnes som dæmpningskoefficienten ved en given svingningsretning. Udover svingningsretningen afhænger dæmpningen af den fri vindhastighed, radius i forhold til rotorcentrum, omdrejningstal, den relative hastighed, kordelængden, massefylden og indfaldsvinklen. Dæmpningskoefficienten integreres over vingens kantvise eller flapvise svingningsform, og den beskrives ved det logaritmiske dekrement, δ , i henholdsvis kantvis og flapvis retning. Se i øvrigt [8-7], [8-8] for en detaljeret beskrivelse.

8.3 Dynamisk tilpasning af rotoegenfrekvenser

dynamisk tilpasning skal reducere udmattelseslaster

I dette afsnit undersøges potentialet for dynamisk tilpasning af rotor-egenfrekvenserne med henblik på at reducere udmattelseslasterne for vingerodens flapvise bøjningsmoment, M_{flap} , samt rotores yaw, M_{yaw} , og tilt, M_{tilt} , momenter. Rotormomenterne udregnes i et ikke-roterende koordinatsystem.

Yaw-frekvensens svingningsform er sammensat af tårnets bevægelse i torsionsretningen koblet med rotores asymmetriske flapvise bøjning. Tilt frekvensens svingningsform er sammensat af den anden tårnbøjnings svingningsform koblet med dels akselbøjning, dels rotores asymmetriske flapvise bøjning. Disse to svingningsformer er gyroskopisk koblede, og derfor er evensvingningsformerne under rotation ikke de samme som under stilstand [8-6]. Der findes en analytisk løsning under simplificerede antagelser, og derfor er problemet velegnet som testeksempel.

Den primære last-genererende mekanisme for disse laster er vindens turbulent i kombination med vindmøllens dynamiske respons. Last-inputtet set fra rotoren forårsages af roterende sampling af turbulenten og hovedparten af energien vil stamme fra frekvenser som er tre gange rotationsfrekvensen (3P) svarende til antallet af vinger. Ved resonans vil energien fra den roterende samlede turbulent netop forstærke vingernes bevægelse i flapvis retning og forøge udmattelseslasterne for rotores flapvise bøjning samt for rotormomenterne. Således er vindmøllens laveste yaw og tilt egenfrekvensers placering i forhold til 3P vigtig.

akslens og tårntoppens stivhed optimeres

I det følgende optimeres hhv. akslens og tårntoppens stivhed. Derved kan ovenstående egenfrekvensers placering i forhold til 3P ændres. Som eksempel fokuseres der på at minimere M_{flap} , idet der vil være en sammenhæng imellem denne og M_{yaw} og M_{tilt} . Undersøgelsen er en overordnet parametervariation, og der tages derfor ikke i første omgang til hvorledes ændringen i stivhed kan realiseres.

Objektfunktionen findes derfor som standardafvigelsen på M_{flap} :

$$Objf = stdev(M_{flap})$$

Denne baseres på en 30 s tidssimulering ved en vindhastighed på $v = 10$ m/s. Den aeroelastiske beregning indeholder turbulens. Udmattelsesberegningen baseres på 10^7 lastcykler og en Wöhlerkurvehældning på $m = 10$ for bladroden og $m = 5$ for rotormomenterne.

Resultaterne sammenholdes med resultater fra [8-6].

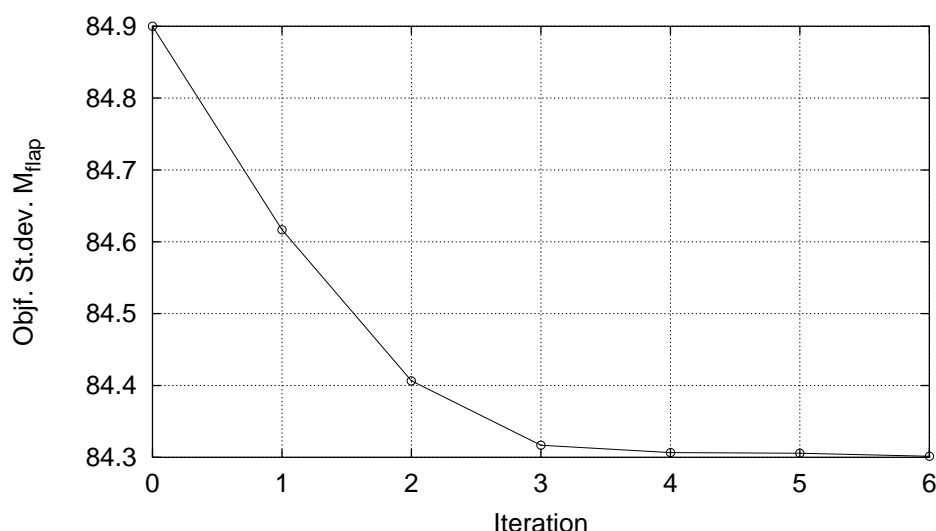
Akselstivhed

Akslens stivhedsfordeling multipliceres med faktoren k som er designvariabel:

$$I_y = I_x = k \cdot I_{xo}$$

$$I_p = 2 \cdot I_x$$

Figur 8-3 viser optimeringens konvergens. Det ses at objektfunktionens værdi formindskes efter hver iteration. Da optimeringen kun omhandler én designvariabel og således er meget simpel, kræves kun ganske få iterationer.



Figur 8-3. Konvergens for optimering af standardafvigelsen for M_{flap} ved ændring af akselstivhed.

Tabel 8-1 viser oprindelige og optimerede værdier for objektfunktionen og designvariablen. Det ses, at det er muligt at reducere objektfunktionen ved at reducere stivhederne med ca. 0.5. Dog er ændringen i objektfunktionen beskeden.

Tabel 8-1. Objektfunktion og designvariables værdi.

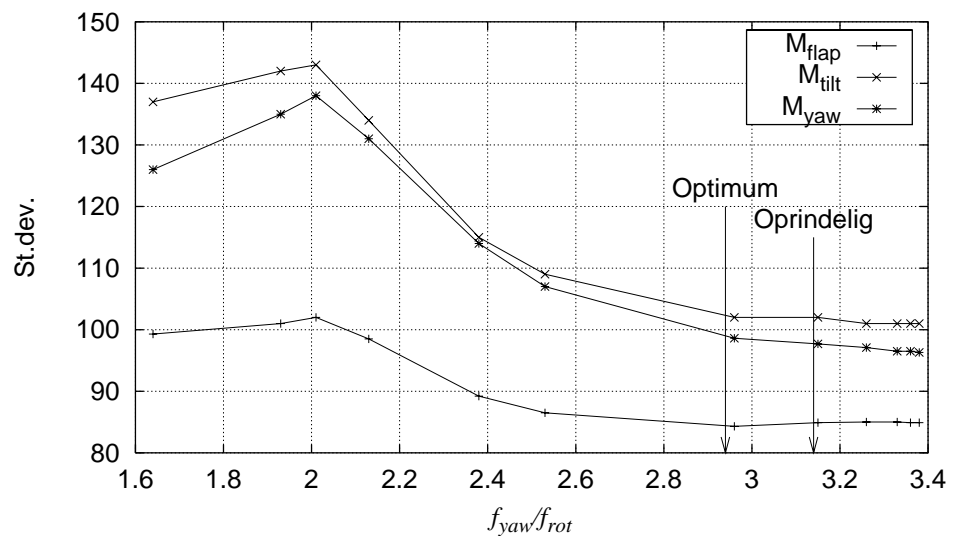
	Oprindelig	Optimeret
Objektfunktion (kNm^2)	84.9	84.3
Design variabel	1.0	0.493

Figur 8-4 viser standardafvigelsen for M_{flap} , M_{yaw} og M_{tilt} som funktion af forholdet imellem yaw egenfrekvensen under stilstand, f_{yaw} og rotationsfrekvensen f_{rot} (1P) fundet ved gennemregning for forskellige værdier for akselstivheden. Desuden er dette forhold for den oprindelige mølle og den optimerede mølle markeret.

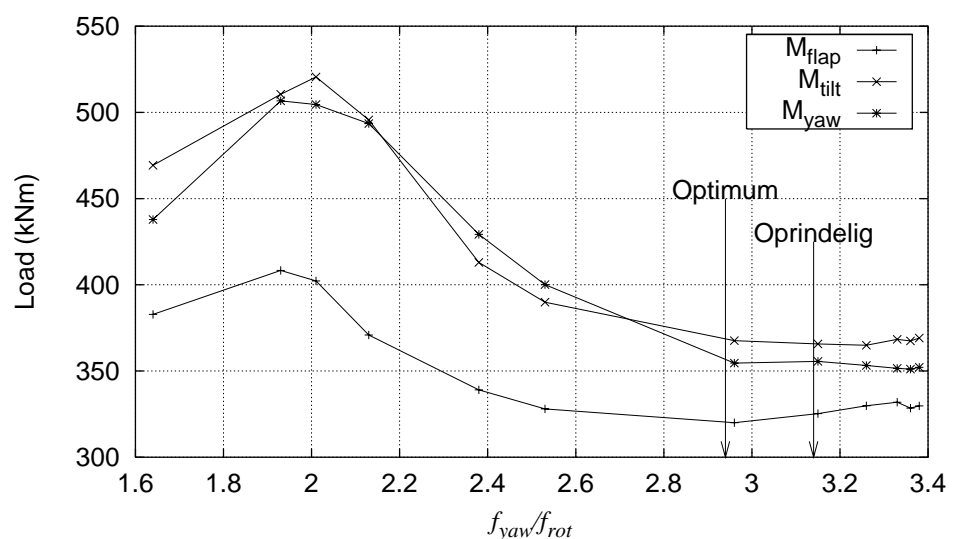
det optimale område for det flapvise bøjningsmoment i vingeroden er omkring 3P

Det ses, at det optimale område for M_{flap} er identificeret til omkring 3P, hvilket svarer godt til udgangspunktet for møllen. Den største forstærkning findes omkring 2P, fordi en egenfrekvens under stilstand her vil transformeres til en egenfrekvens på ca. 3P under rotation. Det stemmer fint overens med resultaterne i [8-6]. Desuden ses det, at standardafvigelsen falder for egenfrekvenser under 2P. Her er akslens stivhed så lav, at det indikerer, at en form for teeterhængsel vil være fordelagtigt. Der er som forventet en klar sammenhæng imellem standardafvigelsen på M_{flap} og standardafvigelsen på rotormomenterne, som ses at have optimum ved en lidt højere værdi af f_{yaw}/f_{rot} .

Figur 8-5 viser udmattelseslasterne tilsvarende Figur 8-4, og der ses en klar overensstemmelse for kurvernes form. Dog er kurverne for udmattelseslasterne ikke så regelmæssige som kurverne for standardafvigelsen. Det skyldes usikkerheden som følge af Rainflowtællingen over de korte tidssimuleringer. Udmattelseslasterne er derfor mindre velegnede som objektfunktion, idet den uregelmæssige form kan påvirke optimeringens konvergens.



Figur 8-4. Standardafvigelsen på hhv. M_{flap} , M_{yaw} og M_{tilt} som funktion af forholdet imellem egenfrekvens for yaw og rotationsfrekvensen (1P).



Figur 8-5. RFC udmattelsesberegning for hhv. M_{flap} , M_{yaw} og M_{tilt} som funktion af forholdet imellem egenfrekvens for yaw og rotationsfrekvensen (1P).

Tårnstivhed

I dette afsnit undersøges indflydelsen af både akslens og tårntoppens stivhed.

Tårntoppens stivhed ændres som eksempel ved at multiplicere tårnets stivheder på de øverste 5 meter med faktoren k , som er designvariabel:

$$I_y = I_x = k \cdot I_{xo}$$

$$I_p = 2 \cdot I_x$$

Dermed haves i alt to designvariable, som tilsammen beskriver såvel aksel som tårnstivhed.

Tabel 8-2 viser oprindelige og optimerede værdier for objektfunktionen og bi-betingelserne. Der ses at være en mere markant reduktion i objektfunktionen på 10% i forhold til optimeringen alene af akselstivheden. Den forholdsvis store reduktion skyldes, at tårnets stivhed er reduceret med en faktor 100 til nærmest at være et hængsel. Reduktionen af akselstivheden er ca. en faktor 0.6.

Undersøgelsen er en parametervariation og ikke en aktuel designøvelse. En så stor reduktion i tårnets stivhed kan selvfølgelig ikke realiseres uden at foretage væsentlige ændringer i møllens koncept men indikerer, hvilken retning man kan gå i, såfremt de undersøgte laster skal formindskes, da selv en betydeligt mindre reduktion i tårnstivheden vil reducere de omhandlede laster.

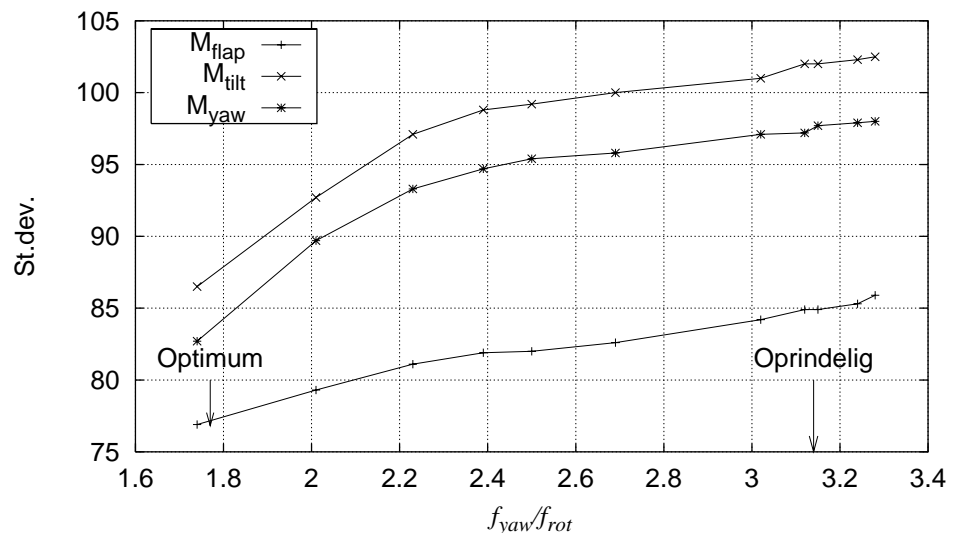
såvel aksel- som tårnstivhed skal reduceres for at opnå mindre udmattelseslaster

resultatet er ikke praktisk anvendeligt da møllens koncept i givet fald skal ændres

Tabel 8-2. Objektfunktion og designvariables værdi.

	Oprindelig	Optimeret
Objektfunktion (kNm ²)	84.9	76.8
Design variabel, k_{aksel}	1.0	0.586
Design variabel, $k_{tårn}$	1.0	0.0114

Figur 8-6 viser standardafvigelsen som funktion af f_{yaw}/f_{rot} , hvor f_{yaw} er ændret alene ved at ændre på tårntoppens stivheder. Standardafvigelsen falder nærmest monotomt for lavere f_{yaw}/f_{rot} , og der er ikke umiddelbart overensstemmelse imellem resultaterne for akselstivheden i Figur 8-4. Det skyldes, at ændringen af tårntoppens bøjningsstivhed under antagelse af et cirkulært tværsnit ligeledes involverer en ændring af tårntoppens torsionsstivhed. Derved forskydes f_{yaw} i forhold til f_{tilt} , og dermed gyrokoblingen imellem disse. Desuden kan ændringen i tårnets stivhed påvirke andre af møllens hovedsvingningsformer så som de højere yaw og tilt hovedsvingningsformer, hvis egenfrekvens kan falde sammen med egenfrekvensen for bladets kantvise svingningsform. Dermed bliver problemet komplekst, men eksemplerne viser, at optimering kan benyttes som retningsgivende i designprocessen.



Figur 8-6. Standardafvigelsen på hhv. M_{flap} , M_{yaw} og M_{tilt} som funktion af forholdet imellem egenfrekvens for yaw og rotationsfrekvensen (1P).

8.4 Optimering af svingningsretning

vingens svingningsretning
optimeres mhp. optimal
aerodynamisk dæmpning

Vingens svingningsretning og egensvingningsformerne for vingens kantvise og flapvise bevægelse er meget vigtige for den aerodynamiske dæmpning [8-7], [8-8]. Svingningsretningen varierer som funktion af vingens radius og kan kun bestemmes ved detaljerede målinger eller FEM modellering.

Den aerodynamiske dæmpning bestemmer sammen med den strukturelle dæmpning den totale dæmpning. Således bliver den totale dæmpning forøget, hvis det er muligt at forøge den aerodynamiske dæmpning. For at undgå kantvise svingninger er det vigtigt, at den totale dæmpning er positiv under alle driftsforhold. Dermed undgås, at der tilføres mere energi til vingens kantvise egensvingningsform, end dæmpningen fjerner, og amplituden på vingens kantvise svingning begrænses.

en simpel kvasi-statisk
model benyttes som et første
skridt

Som et første skridt benyttes en simpel kvasi-statisk model for den aerodynamiske dæmpning fra [8-8]. Optimeringsmetoden vil senere kunne benyttes med andre og eventuelt mere komplicerede metoder for beregning af dæmpningen.

Den kvasi-statiske aerodynamiske dæmpning udregnes for en tvungen svingning i egensvingningsretningen for et enkelt blad. Resten af møllen inklusiv de to andre blade er fuldstændigt stive. Vingens egensvingningsform er således ikke under indflydelse af fleksibiliteten i den resterende del af konstruktionen.

det logaritmiske dekrement
i hhv. kantvis og
flapvis retning er objekt-
funktion

Objektfunktionen er det logaritmiske dekrement for den kantvise dæmpning, δ_{kant} eller den flapvise dæmpning, δ_{flap} . Dæmpningen udregnes for alle vindhastigheder under normal drift, og minimumsværdien vælges som objektfunktion.

Det viser sig, at den mindste dæmpning i både kantvis og flapvis retning for den aktuelle mølle forekommer ved $v = 21$ m/s.

Resultaterne sammenholdes med resultater fra [8-7] og [8-8].

Offset i svingningsretning

vingens svingningsretning
forskydes med et
off-set

Hele vingens svingningsretning forskydes som eksempel med et off-set, Θ_{offset} , som er designvariabel:

$$\Theta_{struktur} = \Theta_{offset} + \Theta_o$$

Der foretages to optimeringer for hhv. dæmpningen i kantvis retning og dæmpningen i flapvis retning.

Tabel 8-3 og Tabel 8-4 viser oprindelige og optimerede værdier for objekt-funktionen og designvariablene for hver optimering. Det ses, at der er en stor variation i dæmpningen som funktion af svingningsretningen. Der er dog ligeledes tale om en stor variation af designvariablen, som ikke kan realiseres i praksis.

Tabel 8-3. Objektfunktion og designvariables værdi for kantvis dæmpning.

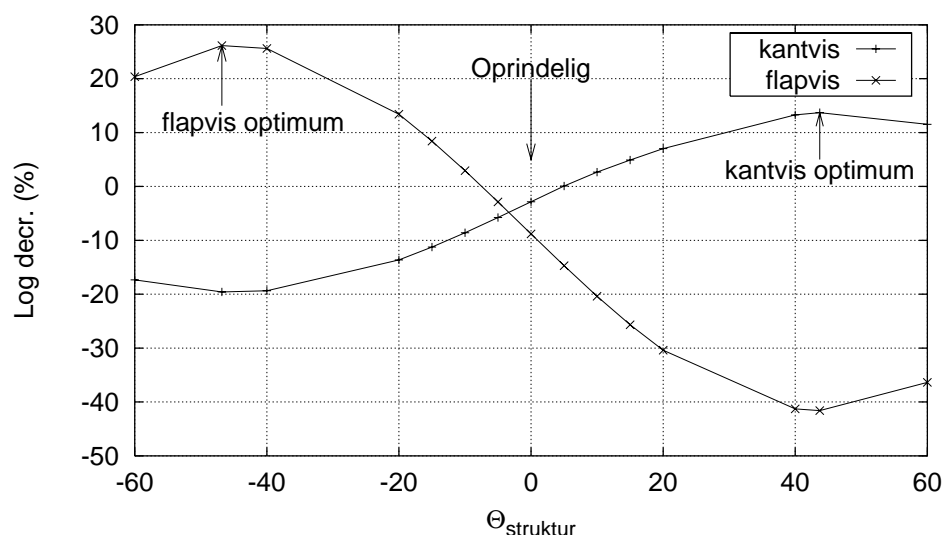
	Oprindelig	Optimeret
Objektfunktion (%)	-2.83	13.70
Design variabel, $\Theta_{struktur}$	0.0	43.7

Tabel 8-4. Objektfunktion og designvariables værdi for flapvis dæmpning.

	Oprindelig	Optimeret
Objektfunktion (%)	-8.80	26.15
Design variabel, $\Theta_{struktur}$	0.0	-46.8

Figur 8-7 viser det logaritmiske dekrement for kantvis og flapvis dæmpning som funktion af $\Theta_{struktur}$. Det ses, at den flapvise dæmpning reduceres, når den kantvise dæmpning forøges og omvendt. Det skyldes, at svingningsretningen omfordeler dæmpningen imellem kant- og flapretningen. Desuden ses det, at forskellen i $\Theta_{struktur}$ ved maksimal dæmpning er ca. 90° . Dette stemmer overens med resultaterne i [8-7] og [8-8].

den kantvise dæmpning forøges når strukturpit-chen forøges i modsætning til den flapvise dæmpning.

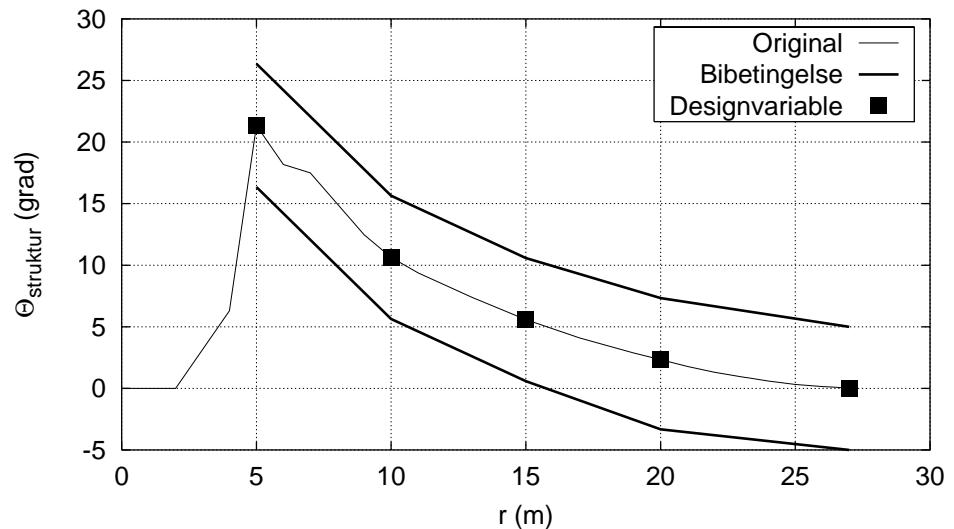


Figur 8-7. Logaritmisk dekrement som funktion af $\Theta_{struktur}$ for hhv. kantvis og flapvis retning.

strukturpitchen som funktion af radius optimeres

Svingningsretning som funktion af radius

I dette afsnit optimeres $\Theta_{struktur}$ som funktion af radius. Svingningsretningen som funktion af radius beskrives ud fra fem designvariable, hvorimellem der interpoleres lineært. Hver designvariabel må maksimalt ændres $\pm 5^\circ$ i forhold til den oprindelige mølle (Figur 8-8).



Figur 8-8. Designvariable og bibetingelser. $\Theta_{struktur}$ beskrives som funktion af radius ud fra fem designvariable, hvis vandring begrænses af bibetingelser.

summen af dæmpningen i kantvis og flapvis retning maksimeres

Der foretages alene en optimering af summen af dæmpningen i både kantvis og flapvis retning:

$$Objf = \delta_{kant} + \delta_{flap}$$

der ønskes lige stor dæmpning i kantvis og flapvis retning

Samtidigt ønskes lige stor dæmpning i kantvis og flapvis retning. Dette indføres som to bibetingelser :

$$\delta_{flap} - \delta_{kant} < \Delta$$

$$\delta_{kant} - \delta_{flap} < \Delta$$

$$\Delta \ll 1$$

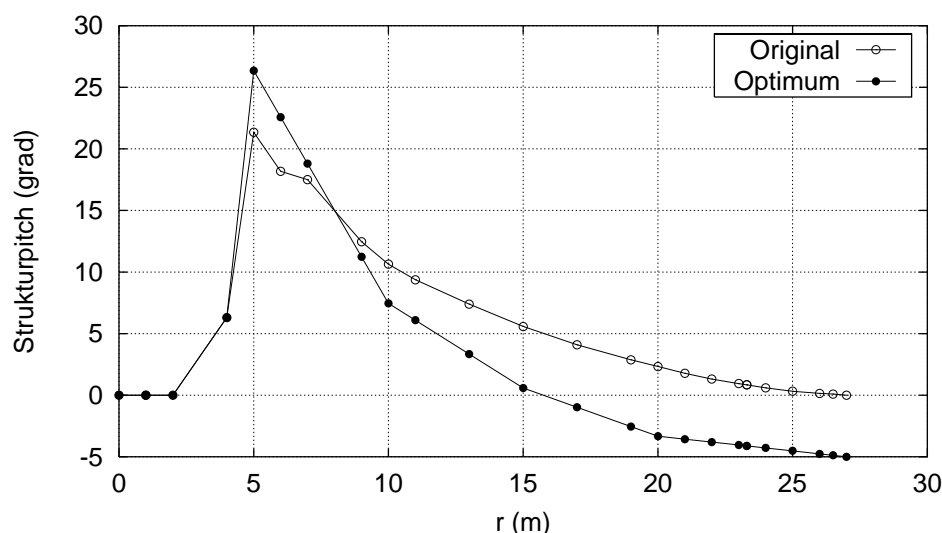
Det er derved ikke muligt at forøge dæmpningen i én retning på bekostning af dæmpningen i den anden retning.

svingningsretningen reduceres yderst på vingen for at forøge den flapvise dæmpning

Figur 8-9 viser designvariablenes værdi for optimeringens resultat. Det viser sig, at svingningsretningen for de yderste designvariable reduceres til den minimale grænse, hvorimod den inderste designvariabel forøges til den maksimale grænse. Den flapvise dæmpning forøges fra -8.8% til -4.6% og den kantvise dæmpning reduceres fra -2.8% til -4.6% .

resultatet gælder kun for kvasi-statisk aerodynamisk dæmpning, da den kantvise dæmpning reduceres for at tilgodese den flapvise dæmpning

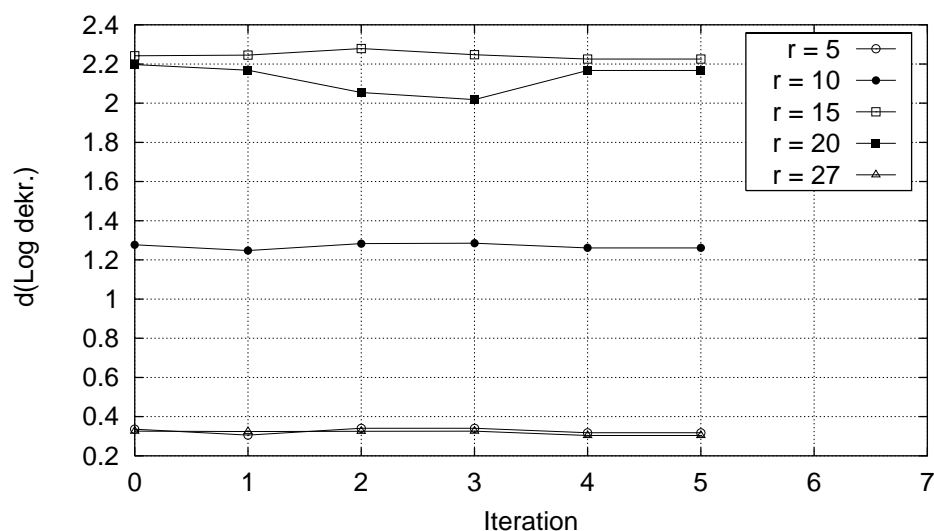
Det er vigtigt at bemærke, at den kantvise dæmpning reduceres i dette tilfælde, hvilket er i modsætning til det ønskelige i [8-7], [8-8]. Det skyldes, at den flapvise dæmpning for udgangspunktet er mere negativ end den kantvise dæmpning. Den flapvise aerodynamiske dæmpning er i realiteten større på grund af dynamisk stall. Den kvasi-statistiske model, som er anvendt til at udregne dæmpningen, medregner ikke dynamisk stall. Resultatet skal derfor demonstrere, at det i optimeringen er muligt at finde strukturpitchen som funktion af radius og samtidigt begrænse størrelsen af dæmpningen. Selve resultatet derimod er kun gældende for kvasi-statisk aerodynamisk dæmpning.



Figur 8-9. Original og optimeret $\Theta_{struktur}$ som funktion af radius.

Det er vigtigt at vurdere ændringen af hver enkelt designvariabel i form af objektfunktionens følsomhed over for den enkelte designvariabel. Figur 8-10 viser objektfunktionens gradients komponenter for hver designvariabel som funktion af antallet af iterationer. Det ses, at designvariablene i radierne $r = 15$ m og $r = 20$ m er dominerende, hvorimod designvariablene ved roden og ved selve vingetippen er mindre vigtige. Deraf kan det uddrages, at ændringen i svingningsretningen er vigtigst i området fra vingens midte ud imod tippen. Det kan desuden ses, at gradientens værdi for den oprindelige og den optimerede vinge nærmest er identiske, hvilket indikerer, at optimum ikke er i nærheden af bibeingelsen.

en følsomhedsanalyse viser at det vigtigste område for strukturpitchen på vingen er ved 15-20 m.



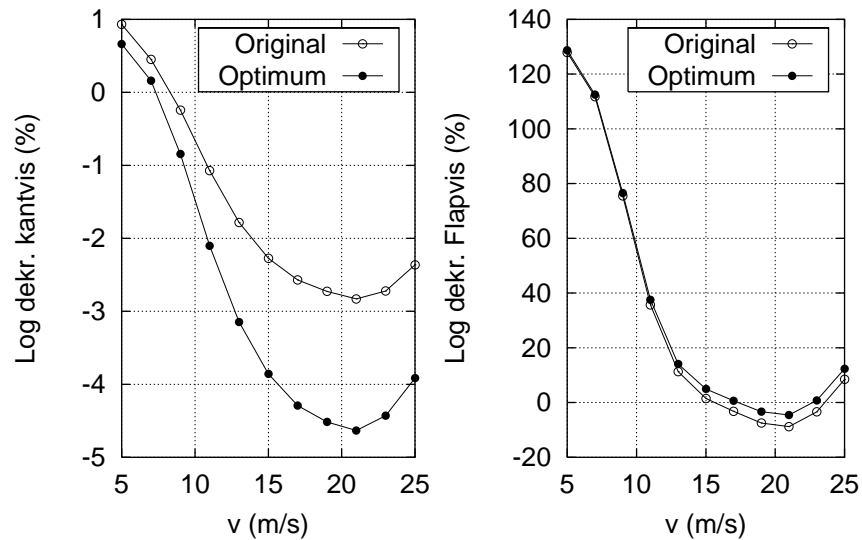
Figur 8-10. Objektfunktionens følsomhed for designvektorens elementer.

Figur 8-11 viser det logaritmiske dekrement for kantvis og flapvis dæmpning som funktion af vindhastigheden. Det ses, at dæmpningen for både kantvis og flapvis retning er mest negativ ved $v = 21$ m/s. Ved forøgelsen af den flapvise dæmpning omfordes dæmpningen, så den kantvise dæmpning reduceres.

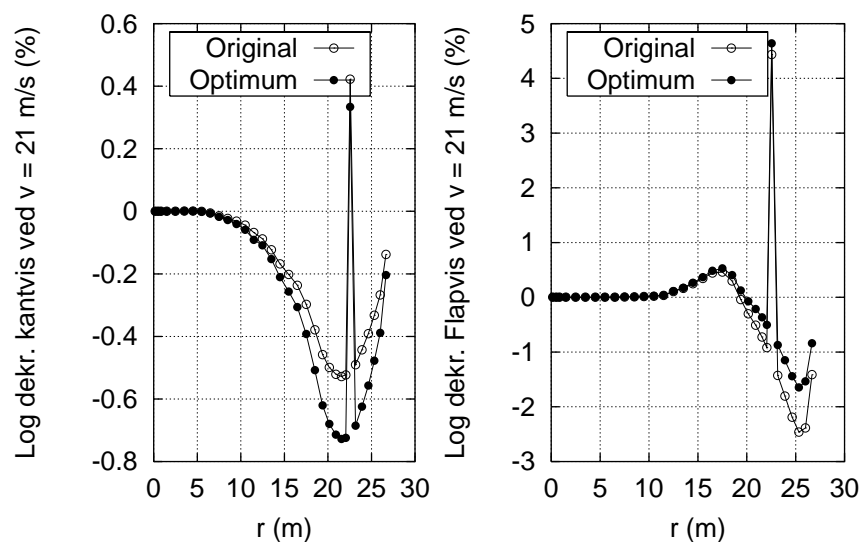
det logaritmiske dekrement er mindst ved 21 m/s for både kantvis og flapvis retning

*kantlisten ved 22 m bi-
drager positivt til både
kantvis og flapvis
dæmpning*

Figur 8-12 viser det logaritmiske dekrement for kantvis og flapvis dæmpning som funktion af radius ved $v = 21$ m/s. Den meget positive dæmpning ved $r = 22$ m skyldes, at vingen har monteret en kantliste ved denne radius. Det ses, at forskellen i dæmpning for den oprindelige og den optimerede vinge er markant, og at den netop udmyntes, hvor objektfunktionens sensitivitet mht. designvariablene er størst.



Figur 8-11. Logaritmisk dekrement som funktion af vindhastigheden for kantvis og flapvis retning.



Figur 8-12. Logaritmisk dekrement som funktion af radius for kantvis ($v = 21$ m/s) og flapvis ($v = 21$ m/s) retning.

8.5 Konklusion

Det er i dette kapitel vist, hvorledes optimeringsprogrammet er udvidet til at omfatte den aeroelastiske kode, HawC, samt udregning af hovedsvingningsretninger og kvasi-statisk aerodynamisk dæmpning. For at demonstrere mulighederne ved optimering er der gennemført en række simple optimeringseksempler.

Resultaterne for dynamisk tilpasning af aksel og tårn stemmer overens med [8-6]. Det er vist, at det optimale område for f_{yaw} og f_{tilt} under stilstand er omkring 3P, idet den gyroskopiske kobling bevirker, at frekvenserne flytter sig væk fra 3P. Et resonansområde omkring 2P er identificeret. Eksemplet er meget forenklet i forhold til et aktuelt mølledesign men efterviser metoden. Det vil på denne baggrund være muligt at udføre en mere kompleks optimering af tårn-nacelle interaktionen mhp. en optimal dynamisk tilpasning.

Resultaterne for optimering mht. maksimal kantvis kvasi-statisk aerodynamisk dæmpning er i overensstemmelse med [8-7] og [8-8]. Det viser sig, at svingningsretningen skal forøges mest muligt indtil et maksimum ved 43.7° for at opnå størst mulig kantvis dæmpning. Dog reduceres den flapvise dæmpning tilsvarende. Den vigtigste del af vingen er identificeret fra midten af vingen og ud imod tippen, og det er således her, at svingningsretningen skal ændres for at opnå den ønskede effekt på dæmpningen..

eksemplet med dynamisk tilpasning er enkelt, men viser at mere komplekse problemer kan håndteres

eksemplet med dynamisk dæmpning understøtter tidligere undersøgelser

det vigtigste område på vingen er identificeret til omkring 15-20 m

8.6 Referencer

- [8-1] Petersen, Jørgen T., 1990, "Kinematically Nonlinear Finite Element Model of a Horizontal Axis Wind Turbine." Ph.D. thesis. Wind Energy and Atmospheric Physics Department, Risø National Laboratory.
- [8-2] Petersen, Jørgen T., 1996, "The Aeroelastic Code HawC – Model and Comparisons," Proc. International Energy Agency, Annex XI, 28th Meeting of Experts, Lyngby, Denmark, 11-12 April.
- [8-3] Fuglsang, P., Madsen, H.A., 1999, "Optimization method for wind turbine rotors." J. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics Vol. 80 pp. 191-206.
- [8-4] Fuglsang, P., Thomsen, K., 1998, "Site Specific Design Optimization Of Wind Turbines." AIAA98-0059, 36th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, January 1998.
- [8-5] Fuglsang, P., Madsen, H.A., 1998, "Wind Turbine Design with Numerical Optimization and a Semi-empirical Noise Prediction Model.", Wind Engineering Vol. 22 No. 1 pp 31-41.
- [8-6] Thomsen, K., Rasmussen, F., Øye, S., Petersen, S.M., 1993, "Loads and Dynamics for Stall Regulated Wind Turbines." Risø-R-655(EN). Risø National Laboratory, Denmark.
- [8-7] Thomsen, K., Petersen, J.T., Thøgersen, M.L., 1999, "Vingers svingningsretning er vigtig for kantsvingninger." Resultatblad AED-RB-8, Forskningscenter Risø.
- [8-8] Petersen, Jørgen T. et al., 1998, "Prediction of Dynamic Loads and Induced Vibrations in Stall., Risø-R-1045(EN), Risø National Laboratory, Denmark.

9 Grænser for dynamisk stabilitet for eksisterende MW møller

9.1 Introduktion

langsigtet mål: generel dynamisk stabilitet

kortsigtet mål: undersøge områder, der erfaringsmæssigt er vigtige

kombineret anvendelse af ANSYS og ADAMS

Dette delmål er formuleret med henblik på at indlede undersøgelser af stabilitetsforhold for den ny generation møller, der må formodes at være mere fleksible og gøre brug af mere avancerede styringsmetoder, og dermed at være potentielt mere disponerede for ustabiliteter end hidtidige møllegenerationer. Opstilling af generelle grænser for stabilitet er et omfattende arbejde, der må opfattes som den langsigtede målsætning, hvor forskningen kan baseres på generelle metoder for stabilitet, og specifikke værktøjer kan udvikles.

På kortere sigt, dvs. inden for det forløbne år, har arbejdet været koncentreret om undersøgelse af betydningen af de områder, der på grundlag af erfaring skønnes at være af betydning, og som kan undersøges med eksisterende værktøjer eller værktøjer, der forholdsvis let tilpasses og tages i anvendelse.

Erfaringerne med stallinducerede kantsvingninger, som grundlæggende er et stabilitetsproblem, har vist, at bladets fleksibilitet og deformation er af væsentlig betydning for sådanne typer af instabilitet. Dette inspirerede til indsatsen i det forløbne år, som har fokuseret på modellering af bladene. Det har været hensigten at forfine detaljeringsgraden i modelleringen, så man kan vurdere indflydelsen af bladets detaljer. Samtidig er vurdering af indflydelsen af store udbøjninger og dertil knyttede ulineariteter prioriteret højt. De eksisterende aeroelastiske beregningsprogrammer kan kun til en vis grad medtage indflydelsen af store udbøjninger, og det er usikkert, hvor langt de giver gyldige resultater. Derfor er det overvejet nøje, hvilke andre muligheder, der har været for at gennemføre undersøgelsen og nå frem til en slags facitliste.

Resultatet er blevet en kombineret anvendelse af to kommercielle strukturberegnsprogrammer, nemlig ANSYS[®] ⁽¹⁾ og ADAMS[®] ⁽²⁾. ANSYS er et generelt finite element program, der typisk bruges til at beregne detaljerne i en konstruktion, helt ned til revne-niveau. ADAMS kan karakteriseres som et højtudviklet mekanismeprogram, der oprindeligt er udviklet til beregning på stive legemer forbundet gennem diverse led. Imidlertid er ADAMS i de senere år udviklet til at kunne regne med fleksible superelementer, der importeres fra de generelle finite element programmer med stor detaljeringsgrad, f.eks. ANSYS. Begge programmer har mere end 10 års udviklingstid bag sig, og understøttes af leverandører i Sverige, ANSYS af Anker-Zemer i Stockholm og ADAMS af en Mechanical Dynamics afdeling i Malmö.

Nedenfor gøres status for det hidtidige arbejde, og der gives en oversigt over planerne for anvendelse af programmerne i det videre arbejde.

9.2 Grundlag for modellering af blad med ANSYS

ANSYS modeludvikling i samarbejde med Bonus Energy A/S

I løbet af efteråret 1998 blev ANSYS anskaffet og installeret på en IBM arbejdsstation på Risø. Planerne for anvendelsen på Risø blev nøje drøftet med Bonus Energy A/S, som har anvendt programmet i nogle år, og omfang af og retningslinier for et samarbejde blev fastlagt. Fra Bonus har især Poul Skærbæk og Søren Vinther deltaget og fra Risø har Morten Lybech Thøgersen, Kenneth Thomsen og Jørgen Thirstrup Petersen deltaget. I den forløbne tid er der foregå-

1 ANSYS, Inc., Southpointe, 275 Technology Drive, Canonsburg, PA 15317, USA.

2 Mechanical Dynamics, Inc., 2301 Commonwealth Boulevard, Ann Arbor, MI 48105, USA.

et modeludvikling sideløbende hos Bonus og Risø, med Poul Skærbæk og Morten Lybech Thøgersen som hovedaktører. Samarbejdet med Bonus har betydet, at opstarten på Risø har været effektiv og målrettet. I løbet af foråret 1999 er der foretaget en vis verifikation af Risø's modellering ved anvendelse af data fra Bonus. Siden maj 1999 har Jørgen Thirstrup Petersen anvendt ANSYS specifikt med det formål at undersøge modellering af store bladudbøjninger i kombineret anvendelse af ANSYS og ADAMS. I dette arbejde har modelleringen foretaget af Morten Lybech Thøgersen kunnet anvendes direkte.

I ANSYS kan modelleringen foretages på grundlæggende to måder, dels interaktivt ved hjælp af et grafisk interface og dels ved anvendelse af et makrosprog. Morten Lybech Thøgersen's arbejde er baseret på udvikling af en række meget generelle makroer, der anvender ANSYS's parametriske design sprog. Dette valg gør det forholdsvis enkelt at foretage design-ændringer, sålænge disse ændringer holder sig inden for de forudsætninger der nødvendigvis er gjort.

Modelleringen af bladet baseres på skalelementer, der genereres automatisk på arealer, der definerer bladets geometri. Arealerne defineres overordnet ved geometri og placering af et vilkårligt valgt antal blad-tværsnit ud langs bladets akse. Bladets overfladeareal defineres ved radielt forløbene splines, der forbinder de først definerede blad-tværsnit. Derudover kan bladets overflader forbindes med arealer, der udgør radielt forløbende afstivninger (langsgående webs) samt tværgående afstivninger svarende til profilet's tværsnit (tværgående webs). Indenfor et defineret areal er elementegenskaberne konstante i den nuværende udgave, men de kan defineres som bilineært varierende over arealet.

En modellering foretages ved kald til de relevante makroer, der er samlet i en biblioteksfil. Geometrien af bladtværsnittene er defineret i separate filer. Makrokaldene og de resterende oplysninger om geometri og materialeegenskaber af skalelementerne samles typisk i en kommandofil, der kan indlæses direkte til ANSYS. Hele grundlaget for modellen kan således skabes uden for ANSYS med en teksteditor.

parametrisk design og generering af model ved brug af ANSYS makrosprog

bladet opbygges af skalelementer

komplet model defineres i eksterne tekstfiler

9.3 Eksempel med LM-19.1 bladet

Nedenfor vises et eksempel, hvor LM-19.1 bladet er modelleret. Først vises resultatet af beregningen af bladets egenfrekvenser og svingningsformer, og resultatet sammenlignes med beregninger i HawC. Dernæst vises resultatet af beregninger med forskellige belastninger, som også sammenlignes med HawC resultater. Denne sammenligning giver en indikation af, hvordan de avancerede programmer kan anvendes til kontrol af de aeroelastiske programmer, der specifikt er udviklet til beregning på vindmøller, og som gør brug af et minimum antal frihedsgrader og forenklinger for at øge regnehastigheden.

sammenligning af ANSYS og HawC model af LM-19.1 blad

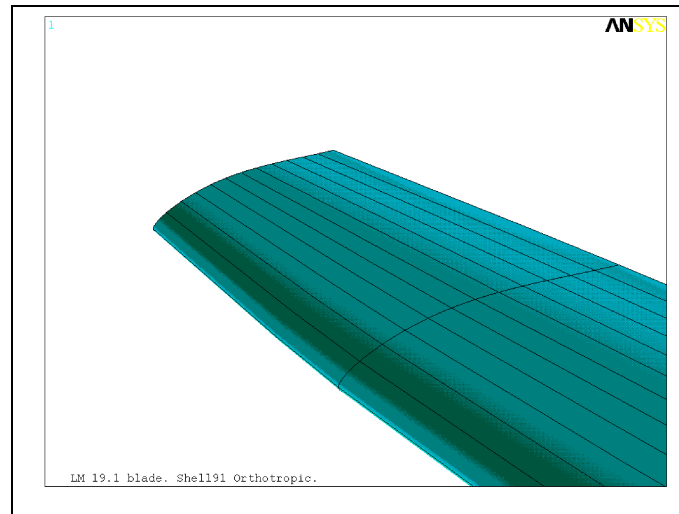
Ansyes model

Den genererede LM-19.1 model er en tilnærmelse til det virkelige blad, idet tipstyret og dets befæstigelse i vingen ikke er modelleret. Endvidere er modellen baseret på geometri- og materiale-oplysninger i et begrænset antal snit langs bladet, 7 snit i radierne 3.0, 5.0, 7.0, 9.0, 11.0, 13.0 og 17.0 m.

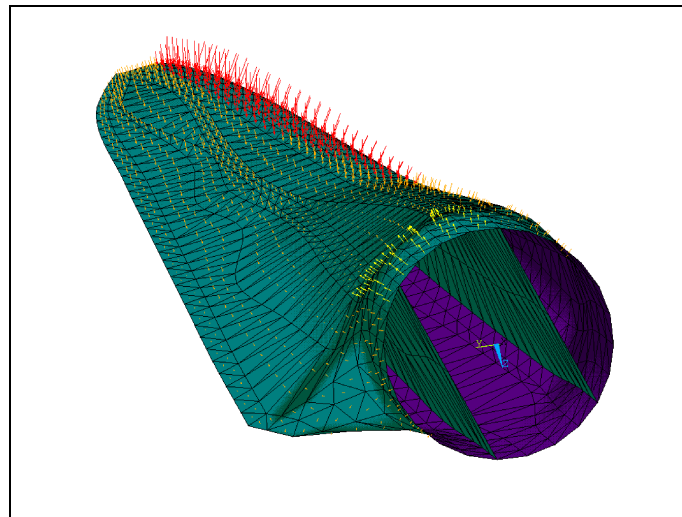
I Figur 9-1 vises de ovenfor omtalte radielt forløbende arealer på de yderste 0.5 m af bladet, som forbinder to profiltværsnits-geometrier. På hvert af de viste arealer genereres trekants elementer, som vist for bladets trykside i Figur 9-2. Det anvendte element, vist i Figur 9-3, er i dets grundform et 8-knuders firkanter skal-element med kvadratiske interpolationsfunktioner, idet der er en knude midt på elementets sider. Ved at kollapse 3 knuder i én dannes et trekants-element, som er anvendt her, for at give en bedre tilpasning til de krumme flader. Elementet kan modellere op til 100 lag ortotrope materialer og dermed de

8 knuders skalelement med kvadratiske interpolationsfunktioner og anisotrope materialeleg-

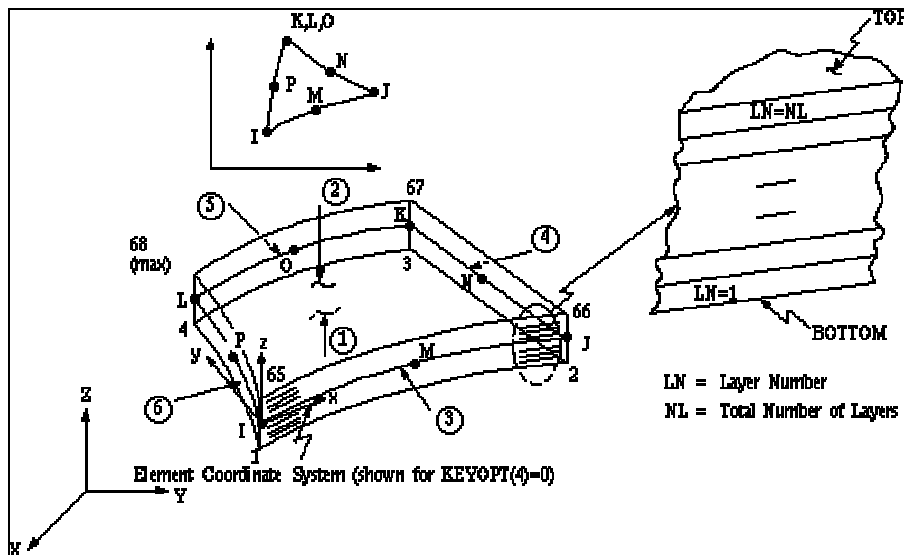
anisotrope egenskaber for et glasfiber-laminat. Aktuelt er der kun anvendt 1 lag med anisotrope egenskaber, der repræsenterer en middelværdi over skallens tykkelse. Hovedretningerne antages at være parallelle med henholdsvis radielt forløbende arealgrænser og arealgrænserne dannet af profiltværsnittene. Totalt har modellen ca. 4000 elementer, 6000 knuder og 36000 frihedsgrader (degrees of freedom, DOF), idet hver knude har 6 frihedsgrader, 3 flytninger og 3 rotationer.



Figur 9-1. Definerede arealer på bladets yderste 0.5 m. Elementerne genereres ved en automatisk mesh-rutine på disse arealer.



Figur 9-2. Bladet set fra roden. Tekant-arealerne svarer til skal-elementernes udstrækning. Fra roden ses begyndelsen på de to radielt forløbende afstivninger. Pilene på bladets overflade illustrerer trykket.



Figur 9-3. Definition af koordinatsystemer og flader for det anvendte skallelement, med ANSYS betegnelsen SHELL91. Elementet kan opbygges af flere lag, f.eks. svarende til lagene i et glasfiber laminat. I den aktuelle anvendelse er kun anvendt ét lag med gennemsnitsværdier for materialeparametrene. Elementets enkelte lag kan tildeles ortotrope materialeegenskaber.

HawC model

I HawC modellen anvendes prismatiske bjælkeelementer, aktuelt 14 knuder og 13 elementer, svarende til 84 frihedsgrader, idet hver knude har 6 frihedsgrader, 3 flytninger og 3 rotationer. Elementegenskaberne er bestemt ud fra den aktuelt opnåede geometri og materialeegenskaberne i ANSYS modellen, idet de bestemmes i radierne svarende til de 7 definerede profiltværsnit som middelværdien af værdierne i ANSYS modellen lige før og lige efter tværsnittet, hvor egenskaberne er diskontinuerte i ANSYS modellen.. Det skal bemærkes, at de benyttede torsionsstivheder og shearcentre er bestemt ved skøn baseret på sammenlignelige geometrier, idet det benyttede tværsnitsberegningsprogram ikke kan beregne torsionsstivhed og shearcenter. Disse størrelser er derfor behæftet med en væsentlig usikkerhed i HawC modellen.

prismatiske bjælkeelementer med 2 knuder og 6 frihedsgrader i hver knude

9.4 Beregning af egenfrekvenser og modalformer

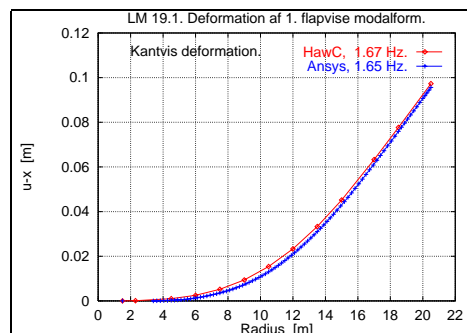
Egenfrekvenser og egensvingningsformer (modalformer) er beregnet for det fast indspændte blad i henholdsvis ANSYS og HawC. De beregnede egenfrekvenser er listet i Tabel 9-1. Generelt er der god overensstemmelse mellem resultaterne. Afvigelsen vokser med frekvensen, hvilket er forventeligt, når forskellene i modellerne og den anvendte ret grove diskretisering tages i betragtning.

generelt god overensstemmelse mellem egenfrekvenser og modalformer beregnet i henholdsvis ANSYS og HawC

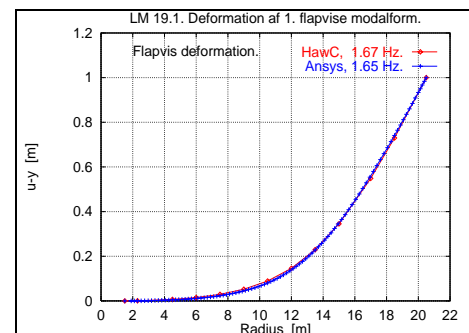
Tabel 9-1. Beregnede egenfrekvenser med henholdsvis ANSYS og HawC.

Modalform		Frekvenser	
		ANSYS	HawC
Nummer	Beskrivelse	[Hz]	[Hz]
1	1. Flap	1.65	1.67
2	1. Kant	2.98	3.15
3	2. Flap	5.26	5.05
6	1. Torsion	14.64	17.57

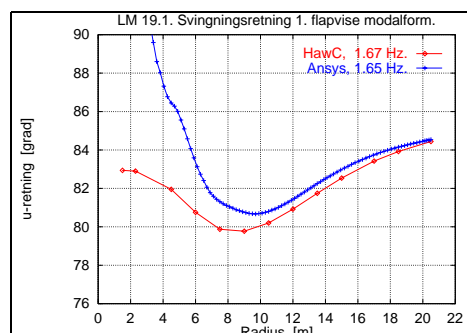
Deformationen i de to første beregnede modalformer, 1. flapvise og 1. kantvise, er vist i figurerne nedenfor for henholdsvis ANSYS og HawC beregningerne. Deformationerne er normeret, så udbøjningen er 1.0 m i bladets tip i den dominerende retning. Der er god overensstemmelse for udbøjning og svingningsretning, mens rotationen af korden om bladets akse afviger betydeligt for de to beregninger. Rotationen i ANSYS skalmodellen er bestemt ved at beregne rotationen af linien, der forbinder punkter på henholdsvis forkant og bagkant i et givet bladtværsnit, mens rotationen i HawC bestemmes direkte ved en rotationsfrihedsgrad. Årsagen til afvigelsen kan dels forklares ved den grundlæggende forskel i de to modeller, dels ved den valgte diskretisering samt ved usikkerhed på bestemmelsen af torsionsstivhed og tværsnittets shearcenter, som indlæses direkte til HawC modellen.



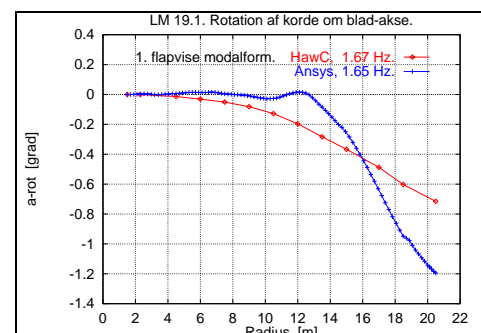
Figur 9-4. Kantvis deformation i flapvise modalform.



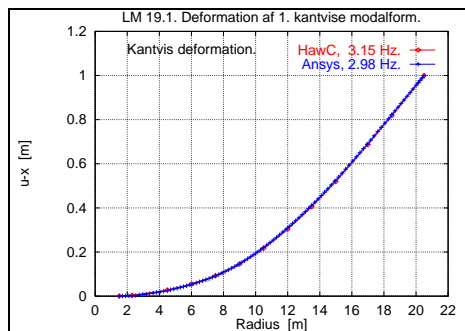
Figur 9-6. Flapvis deformation i flapvise modalform.



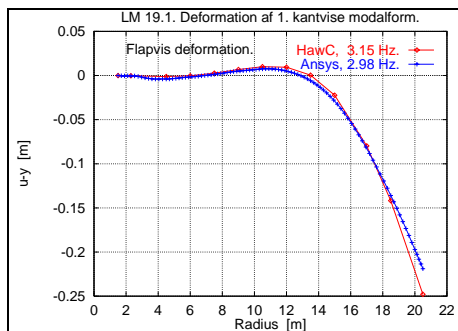
Figur 9-5. Svingningsretning i flapvise modalform, θ_{RB} , Figur 9-12.



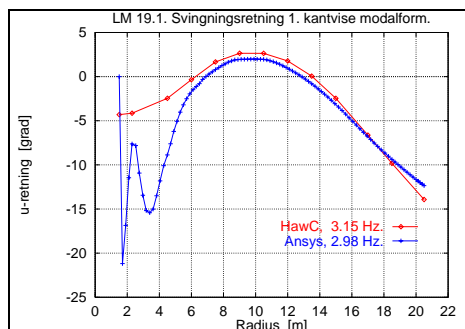
Figur 9-7. Rotation af korde i flapvise modalform.



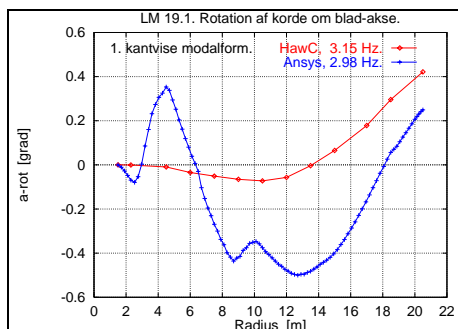
Figur 9-8. Kantvis deformation i kantvise modalform.



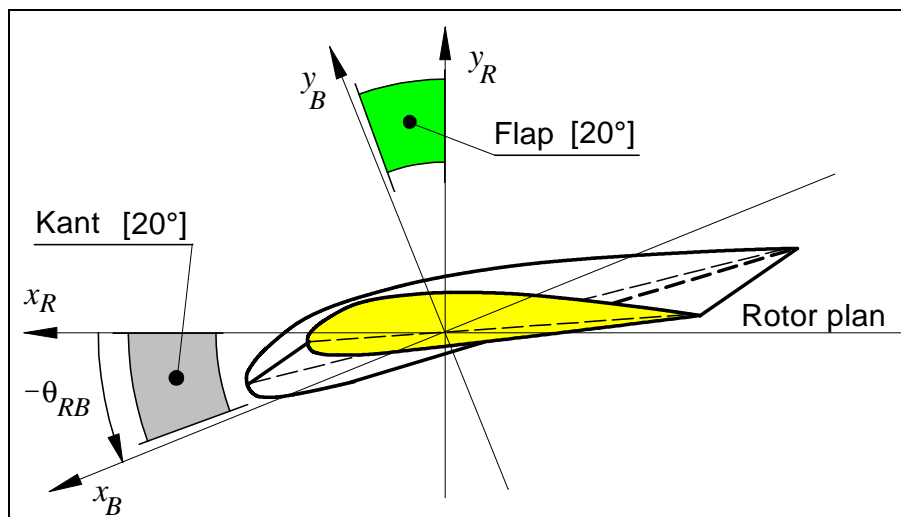
Figur 9-9. Flapvis deformation i kantvise modalform.



Figur 9-10. Svingningsretning i kantvise modalform, θ_{RB} .



Figur 9-11. Rotation af korde i kantvise modalform.



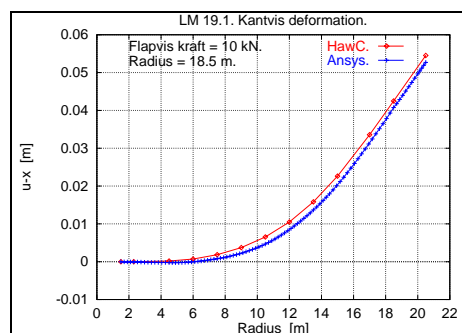
Figur 9-12. Definition af svingningsretning, vinkelen θ_{RB} fra rotorplanet til et lokalt koordinatsystem x_B -akse. De opmærkede 20° intervaller er typiske svingningsretninger for henholdsvis 1. flapvise og 1. kantvise modalform.

9.5 Belastning med enkeltkræfter

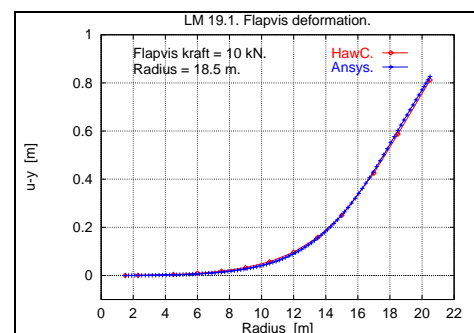
Bladets deformation er bestemt i henholdsvis ANSYS og HawC ved belastning med enkeltkræfter i radius 18.5 m, der refererer til rotorradius med bladet monteret på et nav med radius 1.5 m. I ANSYS fordeles kraften ligeligt på alle knuder langs profilets overflade i det pågældende snit. I HawC påføres kraften i en knude, der ligger på den elastiske akse. I begge programmer påføres et kompenserende moment, så det resulterende moment omkring det aerodynamiske center bliver 0.

ANSYS versus HawC: God overensstemmelse mellem udbøjninger. Tydelig forskel på kordens rotation

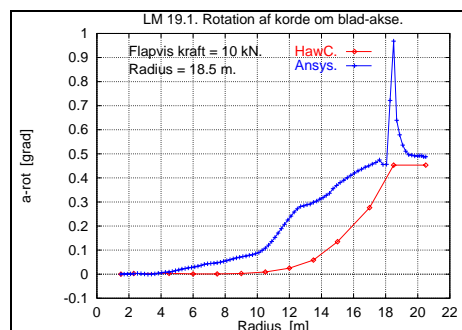
Bladets deformationer er vist nedenfor i Figur 9-13—Figur 9-18 ved henholdsvis en kantvis kraft $F_{xR} = 20$ kN og en flapvis kraft $F_{yR} = 10$ kN. Der konstateres god overensstemmelse mht. udbøjninger, modellernes forskel taget i betragtning. Derimod er der tydelig forskel på kordens rotation. Igen kan usikkerhed på torsionsstivhed og shearcentrets beliggenhed i HawC beregningen forklare en del af afvigelsen.



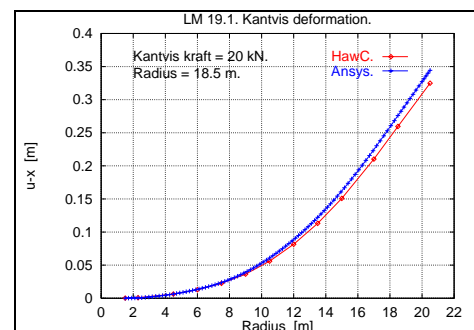
Figur 9-13. Kantvis deformation ved flapvis belastning med 10 kN i radius 18.5 m.



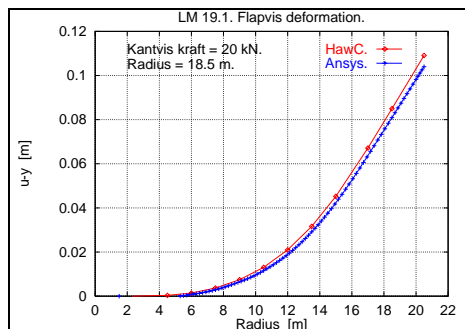
Figur 9-14. Flapvis deformation ved flapvis belastning med 10 kN i radius 18.5 m.



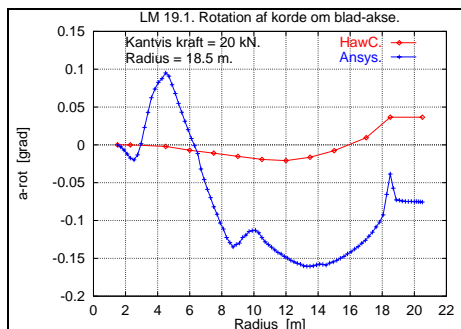
Figur 9-15. Rotation af korde ved flapvis belastning 10 kN i radius 18.5 m.



Figur 9-16. Kantvis deformation ved kantvis belastning 20 kN i radius 18.5 m.



Figur 9-17. Flapvis deformation ved kantvis belastning 20 kN i radius 18.5 m.



Figur 9-18. Rotation af korde ved kantvis belastning 20 kN i radius 18.5 m.

9.6 Kvasistatisk aerodynamisk belastning

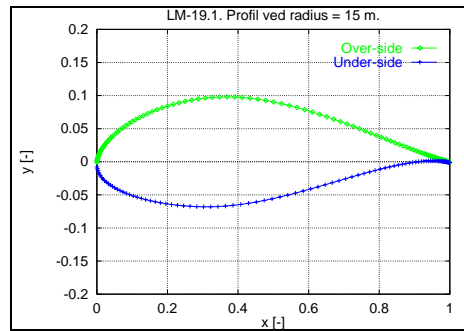
I både ANSYS og HawC er foretaget en kvasistatisk analyse af bladets deformation under belastning ved to forskellige vindhastigheder, 10 m/s og 18 m/s. Endvidere er beregningen ved 18 m/s foretaget med både den aerodynamiske last og en enkeltkraft i kantretningen, $F_{xR} = 20$ kN, påført i radius 18.5 m, som beskrevet ovenfor i Afsnit 9.5. Den ekstra kantvise kraft er påført med henblik på at undersøge bladets deformation under store udbøjninger. Den ekstra kantvise kraft på 20 kN giver rodmomenter svarende til ca. 3.5 gange rodmomentet fra tyngdekraften. Resultaterne fra de to programmer er sammenlignet i deformations-plot.

Belastning i ANSYS

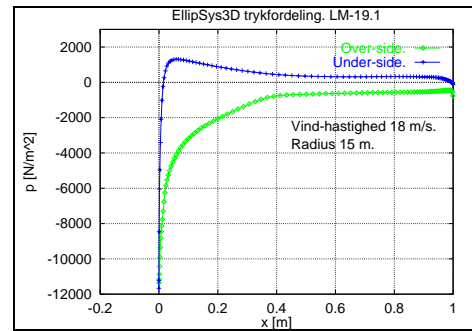
Den aerodynamiske belastning i ANSYS er beregnet som trykfordelinger i EllipSys3D. Trykfordelingen påføres finite element modellen som overflade-tryk på de enkelte elementer. Aktuelt er der valgt en konstant trykfordeling over elementet, men der er også mulighed for anvendelse af en bilinear fordeling. Trykfordelingen indlæses ved hjælp af en makro skrevet på Risø til formålet. I Figur 9-19 – Figur 9-25 vises detaljer af den beregnede trykfordeling samt den aktuelle fordeling på bladets overfladeelementer. I figureerne, der viser trykket på elementerne, repræsenterer en pil det aktuelle tryk. Pilenes størrelse illustrerer trykkenes relative størrelse, og en pils retning illustrerer trykkets fortegn relativt til det omgivende atmosfæretryk. Når pilen har retning mod elementets overflade, er det tilknyttede tryk et overtryk, og omvendt er det et undertryk, når pilen har retning bort fra overfladen.

aerodynamisk last ved 10 og 18 m/s. Addition af kantvis kraft på 20 kN i radius 18.5 m

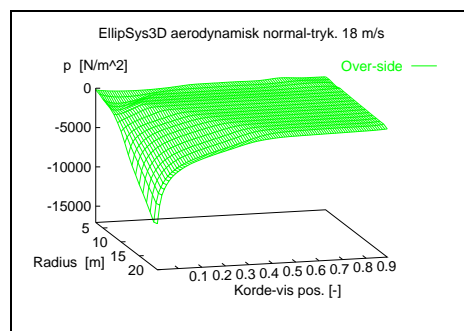
aerodynamisk tryk fra EllipSys3D



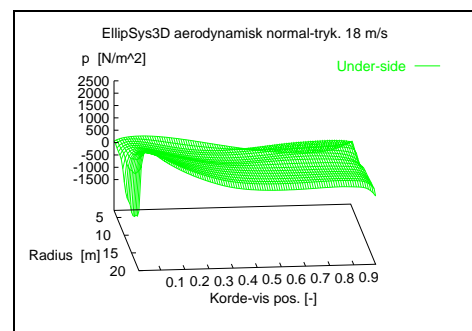
Figur 9-19. Definition af profilers sider, hvortil den anvendte trykfordeling er knyttet som funktion af den kordevis x -koordinat.



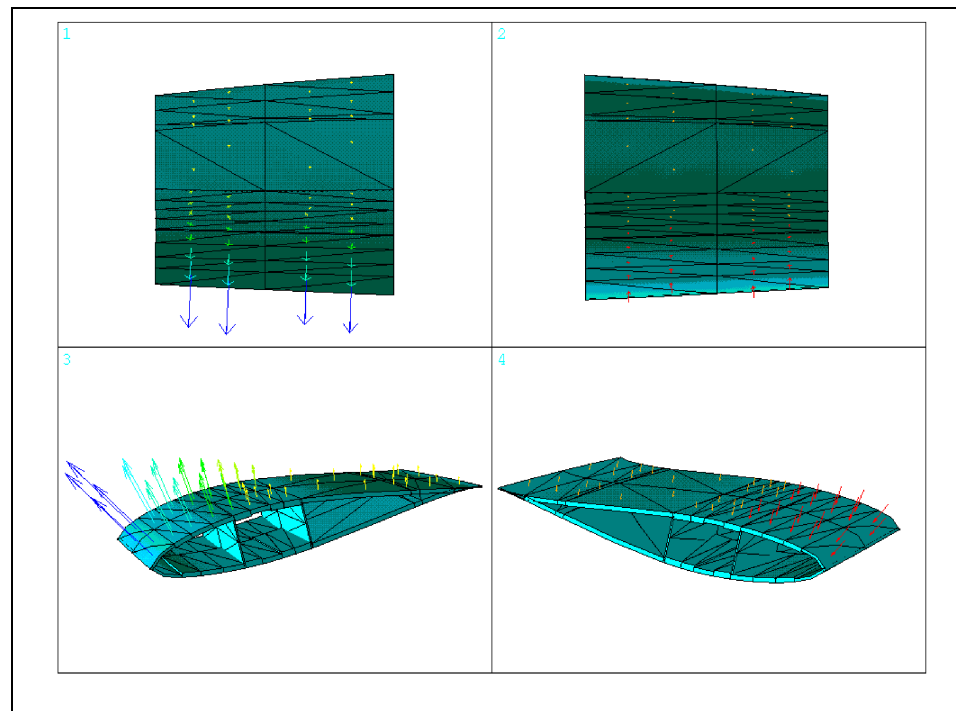
Figur 9-20. Trykfordeling ved radius 15 m og 18 m/s, beregnet med EllipSys3D.



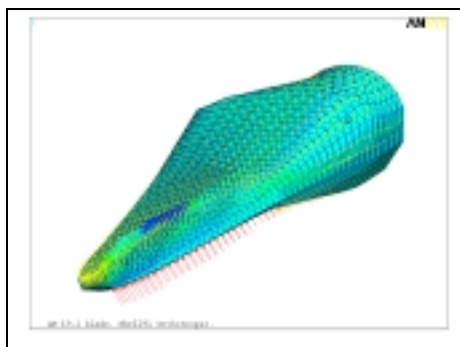
Figur 9-21. EllipSys3D trykfordeling på bladets overside.



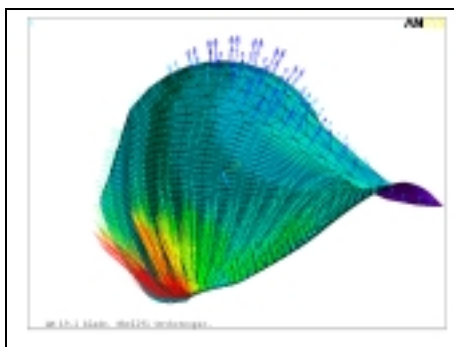
Figur 9-22. EllipSys3D trykfordeling på bladets underside.



Figur 9-23. EllipSys3D trykfordeling på elementerne omkring radius 18.5 m. Den viste sektion har en radiel udstrækning på ca. 0.75 m.



Figur 9-24. Trykfordeling på bladets overside ved vindhastighed 18 m/s.



Figur 9-25. Trykfordeling på bladets underside ved vindhastighed 18 m/s.

Belastning i HawC

Belastningen i HawC beregnes ved den sædvanlige blad-element momentum model (BEM). De aktuelt anvendte momentkoefficienter, C_M , har væsentlig betydning for den aktuelt beregnede torsionsdeformation af bladet. Det skal bemærkes, at de anvendte momentkoefficienter er behæftet med betydelig usikkerhed. I HawC er tyngdekraft og centrifugalafstivning elimineret i de aktuelle beregninger.

BEM aerodynamik i HawC

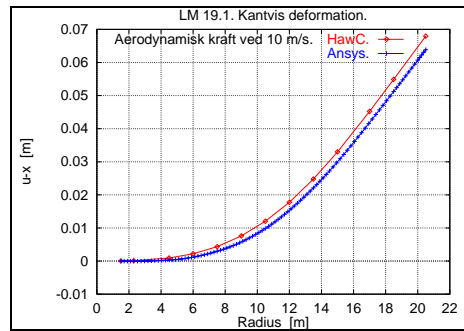
Resulterende deformationer

Nedenfor i Figur 9-26 – Figur 9-34 vises resultatet af de kvasi-statiske beregninger ved de to vindhastigheder, 10 m/s og 18 m/s, samt for tilfældet med den ekstra kantvise kraft på 20 kN.

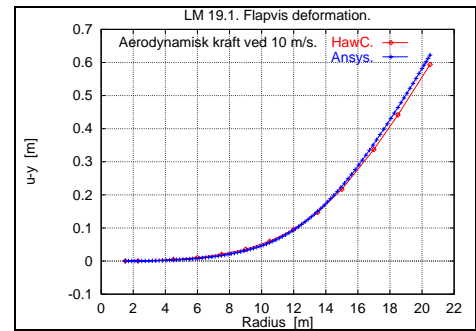
Der konstateres rimelig overensstemmelse mellem udbøjningerne beregnet i henholdsvis ANSYS og HawC i de tre belastningstilfælde. Ved denne vurdering skal forskellene i modellerne tages i betragtning, både hvad angår de strukturelle detaljer og repræsentation af belastningen. Derimod observeres tydelige afvigelser mellem den beregnede rotation af korden fra de to modeller, både kvalitativt og kvantitativt. Umiddelbart kan det se ud som om, der er tale om en fortegnssfejl, idet man ved at skifte fortegn på enten ANSYS eller HawC beregningen ville få bedre overensstemmelse. Der er imidlertid ikke tale om fejl i fortegnet. Årsagen til afvigelsen skal findes i forskelle i modellerne. Der kan især være tale om forskelle i shear-centerets beliggenhed og forskelle i de resulterende aerodynamiske momenter. Afklaringen af dette vil være et emne for det videre arbejde.

*ANSYS versus HawC:
God overensstemmelse
mellem udbøjninger. Ty-
delig afvigelse mellem
korderotationer*

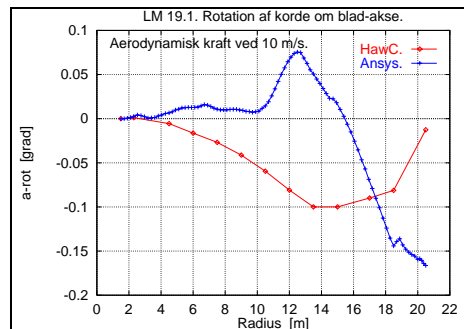
årsag til afvigelser



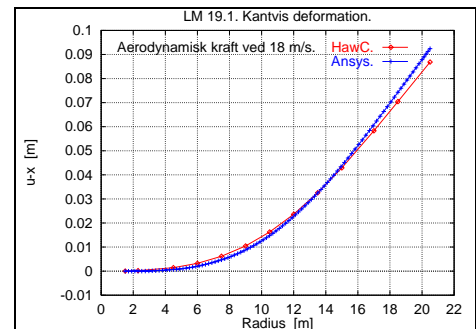
Figur 9-26. Kantvis deformation ved 10 m/s.



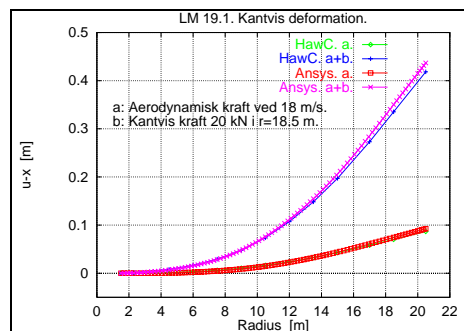
Figur 9-27. Flapvis deformation ved 10 m/s.



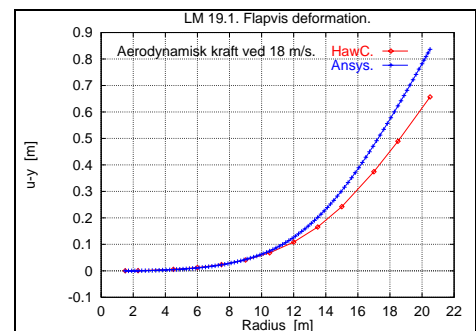
Figur 9-28. Rotation af korde ved 10 m/s.



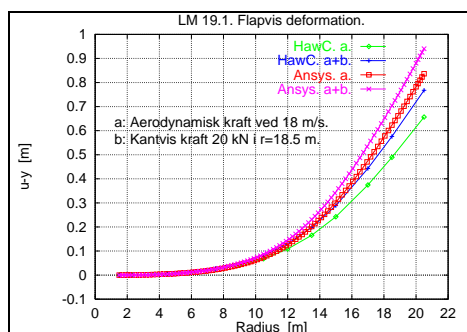
Figur 9-29. Kantvis deformation ved 18 m/s.



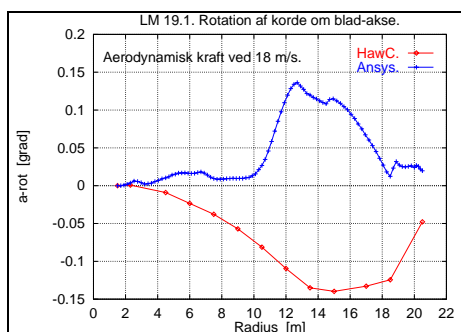
Figur 9-30. Kantvis deformation ved 18 m/s, dels ved normal aerodynamisk kraft, dels ved yderligere 20 kN kantvis kraft i radius 18.5 m.



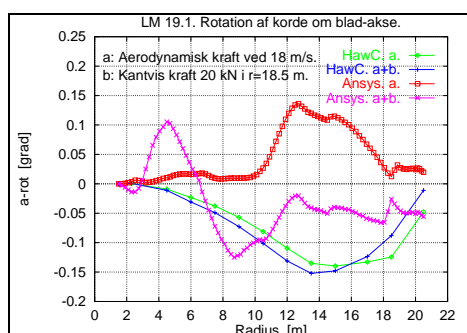
Figur 9-31. Flapvis deformation ved 18 m/s.



Figur 9-32. Flapvis deformation ved 18 m/s, dels ved normal aerodynamisk kraft, dels ved yderligere 20 kN kantvis kraft i radius 18.5 m



Figur 9-33. Rotation af korde ved 18 m/s.



Figur 9-34. Rotation af korde ved 18 m/s, dels ved normal aerodynamisk kraft, dels ved yderligere 20 kN kantvis kraft i radius 18.5 m

9.7 Dynamisk analyse i ADAMS

Modelleringen i ANSYS har to formål i nærværende anvendelse. Dels undersøges strukturen under statiske eller kvasistatiske forhold, og dels genereres fleksible superelementer, der importeres i ADAMS, hvor den dynamiske analyse foretages.

En række leverandører af generelle finite element programmer, som f.eks. ANSYS, har i samarbejde med Mechanical Dynamics udviklet rutiner til eksport af finite element modellen som fleksible superelementer til ADAMS. Af andre finite element programmer kan som eksempler nævnes ABAQUS og MSC NASTRAN. I ANSYS foretages eksport af modellen ved hjælp af en makro, der forudsætter, at specifikke koblingsknuder er defineret. Det er brugerens opgave at definere disse koblingsknuder, så man får en passende repræsentation af det fleksible element.

Modellen af et superelement beskrives ved koblingsknuderne og en serie specielle modalformer med tilhørende masse- og stivhedsmatricer. Det enkelte superelement er lineariseret, men ved at diskretisere en given konstruktion i et passende antal superelementer, kan den koblede model i ADAMS beregne store deformationer, idet det enkelte element kun oplever stivlegemeflytninger og lineære deformationer.

Nedenfor gives en kort status for anvendelsen af ADAMS på Risø, samt en beskrivelse af planerne for den fremtidige anvendelse.

fleksible superelementer eksporteret fra ANSYS til ADAMS

*makroer til generering af
koblingsknuder*

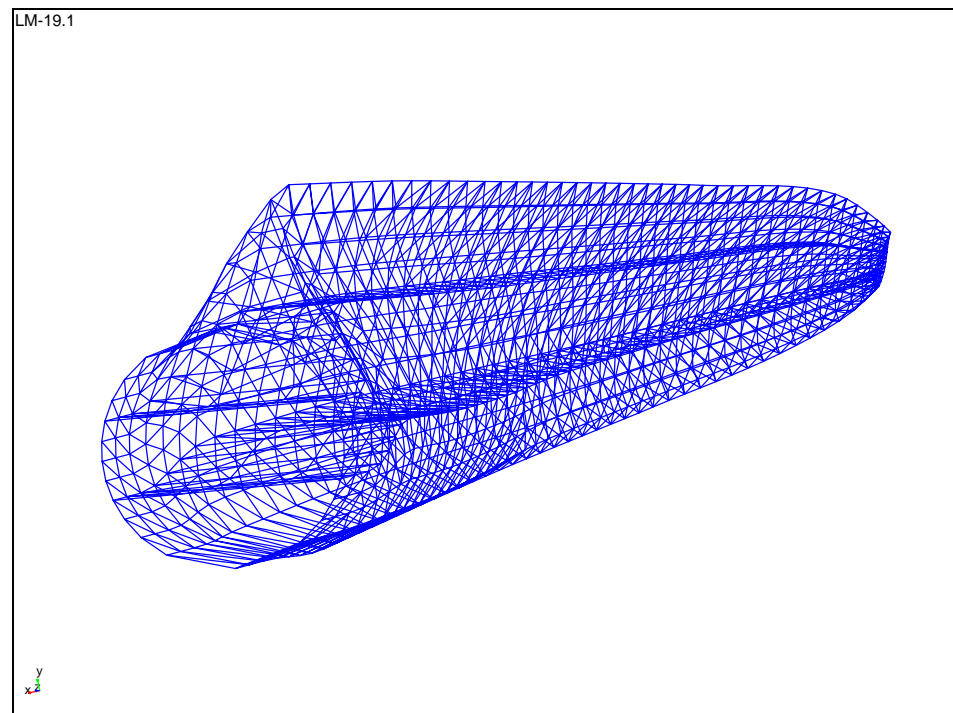
*ANSYS model importeret
i ADAMS*

Status for anvendelse af ADAMS på Risø

I ANSYS programmet findes linkede subroutiner og eksterne makroer, der kan anvendes til at generere og eksportere et modelleret fleksibelt superelement. Før dette kan ske, må brugeren sørge for, at en række forudsætninger er opfyldt. Det vigtigste i denne proces er at specificere de knuder og de frihedsgrader på randen af superelementet, som skal anvendes til at forbinde elementet med andre elementer og til at specificere randbetingelser i ADAMS. På Risø er der skrevet specielle makroer til ANSYS, som kan anvendes til systematisk generering af koblingsknuderne på randen af elementet. Der er mulighed for at reducere antallet af koblingsknuder, og dermed antallet af frihedsgrader, ved at foreskrive bindinger mellem grupper af knuder og deres frihedsgrader.

Som eksempel vises i Figur 9-35 den ovenfor anvendte ANSYS model af LM-19.1 bladet importeret i ADAMS som et enkelt superelement. De oprindelige elementgrænser i ANSYS er vist som et net. På dette net er samtlige knuder fra ANSYS modellen stadig tilgængelige, så man i ADAMS f.eks. kan påføre kræfter i disse knuder, mens knuderne ikke længere har tilknyttet frihedsgrader. Ved rodflangen, som udgør superelementets rand, er der i ANSYS modellen ca. 140 knuder, mens dette antal i ADAMS modellen er reduceret til 6 koblingsknuder. Den aktuelle ADAMS model har ialt 100 frihedsgrader bestående af normalkoordinater til de specielle modalformer og koblingsknudernes frihedsgrader. Som kontrol er der i ADAMS foretaget en beregning af egenfrekvenser og modalformer for den beskrevne model. Der opnås overensstemmelse med beregningen i ANSYS inden for den numeriske beregningsnøjagtighed.

Dette repræsenterer i grove træk status for den aktuelle anvendelse af ADAMS på Risø.



Figur 9-35. Finite element modellen fra ANSYS importeret i ADAMS.

Fremtidig anvendelse af ADAMS

I ADAMS kan møllen opbygges af fleksible superelementer som beskrevet for bladet, og man kan anvende den store mængde af specielle ADAMS elementer til f.eks. lejer, fleksible forbindelser, understøtninger og generatormodel. Yderligere kan man definere funktioner, f.eks. til modellering af vindfelt, aerodynamiske laster og styring. Simplere funktioner kan defineres via det grafiske interface eller ved hjælp af ANSYS's makrosprog. Mere komplekse funktioner kan programmeres i Fortran og kompileres og linkes til det eksekverbare hovedprogram. Kompilerede og linkede funktioner vil typisk kunne anvendes til modellering af de aerodynamiske kræfter, helt parallelt til f.eks. programmeringen i HawC.

NREL (National Renewable Energy Laboratory, USA) har i samarbejde med Mechanical Dynamics udviklet en samling makroer og funktioner, som kan bruges til modellering af forskellige typer vindmøller. Blandt andet indeholder denne samling funktioner til modellering af de aerodynamiske laster og til indlæsning af turbulens. Disse makroer og funktioner kan leveres med ADAMS programmet. Imidlertid er denne makro- og funktionssamling ikke baseret på de fleksible elementer, som er beskrevet ovenfor, og som er væsentlige for anvendelsen på Risø. Endvidere er dokumentationen meget begrænset og indsatsen ved at forstå og verificere disse hjælpeprogrammer vurderes at være mindst lige så stor som indsatsen ved at udvikle tilsvarende programmer fra grunden, baseret på egne tilsvarende programmer.

På Risø er det hensigten at anvende ADAMS til dynamisk analyse af den fleksible mølle på en måde som supplerer beregningen i de nu anvendte aeroelastiske programmer, f. eks. HawC, som allerede skitseret i den ovenfor præsenterede modellering. Især forventes det, at ADAMS kan anvendes til at afgøre, hvorvidt forenklingerne i f.eks. HawC er acceptable for et givet mølledesign, som repræsenterer strukturelle egenskaber, der kan formodes at stride mod forudsætningerne i HawC modellen. Endvidere er det muligt at indføre strukturalter i en ADAMS model, som slet ikke er modelleret i HawC.

Det næste skridt i anvendelsen af ADAMS vil blive en modellering af det roterende blad under stor belastning og store udbøjninger. Indledningsvis vil belastningen blive modelleret som en simpel Fourier-udvikling af de aerodynamiske kræfter, men på længere sigt vil funktioner for vindfelt og aerodynamisk last blive implementeret.

stort udvalg af generelle modelementer og mulighed for programmering i ADAMS

makroer til modellering af vindmøller eksisterer i ADAMS

ADAMS som kontrolværktøj

dynamisk modellering af blad

9.8 Konklusion

Anvendelsen af finite element programmet ANSYS til modellering af et vindmølleblad er præsenteret. Der er foretaget sammenligning mellem beregninger med ANSYS og Risø's aeroelastiske program HawC. Der findes god overensstemmelse mellem beregnede egenfrekvenser og modalformer. Afvigelserne kan forklares ved forskelle i de to modellers detaljeringsgrad og usikkerheden på bestemmelse af modelparametre. I de beregnede deformationer under belastning findes der rimelig overensstemmelse mellem udbøjningerne i de to programmer, mens der konstateres både kvalitativ og kvantitativ afvigelse mellem de beregnede rotationer af bladets korde. Det formodes, at denne afvigelse kan forklares ved usikkerhederne i modelleringen. Især er der usikkerhed mht. de aerodynamiske momenter og beliggenheden af bladtværsnittets shearcenter. Disse områder vil blive undersøgt i forbindelse med fortsættelsen af arbejdet.

Der er givet en status for anvendelsen af det højtudviklede mekanismeprogram ADAMS til dynamisk analyse med fleksible komponenter importeret fra ANSYS, og planerne for det videre arbejde med ADAMS er skitseret. Som det første skal ADAMS anvendes til vurdering af den dynamiske opførsel af et fleksibelt blad under store udbøjninger.

10 Samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet

10.1 Tidsskriftartikler

Bertagnolio, F. "*Solution of the Incompressible Navier-Stokes Equations on Domains with One or Several Open Boundaries*". International Journal for Numerical Methods in Fluids, accepted for publication.

Chaviaropoulos, P.K. and Hansen, M.O.L. "*Investigating 3-D and Rotational Effects on Wind Turbine Blades by means of a quasi-3D Navier-Stokes Solver*". submitted to Journal of Fluids Engineering.

Johansen, J. and Sørensen, J.N. "*Prediction of Laminar/Turbulent Transition in Airfoil Flows*". Journal of Aircraft, vol. 36, no. 4, 731--734 (1999).

Rasmussen, F., Petersen, J.T. and Madsen, H.A. "*Dynamic Stall and Aerodynamic Damping*". Journal of Solar Energy Engineering, August 1999, Vol.121.

Shen, W.Z. and Sørensen, J.N. "*Quasi-3D Navier-Stokes Model for Rotating Airfoil*". J. Computational Physics, vol. 150, 518--548 (1999).

Sørensen, J.N., Shen, W.Z. and Munduate, X. "*Analysis of wake states by a full-field actuator disc model*". Wind Energy, vol. 1, pp. 73--88, 1998.

Sørensen, J.N. and Shen, W.Z. "*Numerical Modelling of Wind Turbine Wakes*". Submitted to J. Fluids Engineering (1999).

10.2 Konferenceindlæg

Bak, C., Sørensen, N.N. and Madsen, H.A. "*Derivation of airfoil characteristics for the LM 19.1 blade based on 3D CFD rotor calculations*". Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice, pp. 89-92.

F. Bertagnolio, F. "*Study of Blade-Tower Interaction Using a 2D Navier-Stokes Solver*". Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice, pp. 176-179.

Björck, A., Mert, M. and Madsen, H.A. "*Optimal Parameters for the FFA-Beddoes Dynamic Stall Model*". Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice, pp. 125-129.

Gaunaa, M. "*Aeroelastic analysis of airfoil section*". Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice, pp. 164-167.

Hansen, M.O.L., Sørensen, N.N. and Sørensen, J.N. "*Ongoing Research in Wind Turbine Aerodynamics*". Proc. Australian Wind Energy Society: Seventh Workshop on Wind Engineering. 28-29 September, Auckland, New Zealand, 4 p, 1998.

Hansen, M.O.L., Sørensen, N.N. and Flay, R.G.J. "*Effect of placing a Diffuser around a Wind Turbine*". Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice, pp. 322-324.

Madsen, H.A. and Rasmussen, F. " *The Influence on Energy Conversion and Induction from Large Blade Deflections*". Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice, pp. 138-141.

Sørensen, J.N. and Shen, W.Z. " *Computation of wind turbine wakes using combined Navier-Stokes Actuator-line methodology*". Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice, pp. 156-159.

Sørensen, J.N. " *Status and Perspectives on CFD in Wind Energy*". Proc. Fourth European Computational Fluid Dynamics Conference, Athens, September 7-11, 1998, pp. 442-449.

Thomsen, K., Petersen, J.T. and Madsen, H.A. " *Predictions of Induced Vibrations in Stall*". Proc. European Wind Energy Conference EWEC '99, Nice, pp. 203-206.

10.3 Rapporter

Petersen, H.A. (Ed.) and Bak, C. (Rev.) " *Blade Profile Coefficients C_L and C_D -- From the unpublished report: 'Benchmark Tests on Power Curve Computations on Wind Turbines – a Compendium'*". Risø-I-1369(EN). Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, December 1998.

Fuglsang, P. og Thomsen, K. " *Design af en MW Off-shore Vindmølle*". Risø-I-1425(DA). Forskningscenter Risø, Roskilde, Maj 1999.

Madsen, H.A. " *Referat af 1. følgegruppemøde for 'Program for Forskning i Aeroelasticitet 98-9'*". Risø-I-1384(DA), Forskningscenter Risø, Roskilde, Februar 1999.

Thomsen, K.T., Madsen, H.A. and Petersen, J.T. " *Response of the Bonus Kombi at Extreme Wind Conditions*". Risø-I-1364(EN), Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, February 1999.

10.4 Resultatblade

Thomsen, K., Petersen, J.T. og Thøgersen, M.L. " *Vingers Svingningsretning er vigtig for Kantsvingninger*". Resultatblad AED-RB-8. Aeroelastisk Design, Afdelingen for Vindenergi og Atmosfærefysik, Forskningscenter Risø, Roskilde, Marts 1999.

Madsen, H.A. " *C_L og C_D data for NACA 63-215 profil med kantliste*". Resultatblad AED-RB-10. Aeroelastisk design. Afdelingen for Vindenergi og Atmosfærefysik, Forskningscenter Risø, Roskilde, Oktober 1999.

Title and authors

Aeroelastic Research Programme, Report for EFP-98

Edited by Helge Aagaard Madsen

ISBN		ISSN	
87-550-2600-1		0106-2840	
87-550-2602-8 (Internet)			
Department or group		Date	
VEA -AED		August 1999	
Groups own reg. number(s)		Project/contract No(s)	
		ENS-1363/98-0005	
Pages	Tables	Illustrations	References
82	11	90	47

Abstract (max. 2000 characters)

The report presents the main results achieved within "Program for forskning i aeroelasticitet EFP-98" which is a project under EFP-98. The project is carried out in a collaborative work between the Technical University of Denmark (DTU), Risø and the Danish Wind Turbine Industry. Within the period from March 1997 to June 1998 the project has contained the following milestones:

- Proposal of designs to limit or remove double stall on existing blades.
- Investigations of the blade element momentum (BEM) model with respect to tip correction and turbulent inflow (wind direction changes).
- Derivation of dynamic airfoil data for aeroelastic simulations.
- Dynamic stability limits for MW turbines.
- Coupling of optimisation routines to an aeroelastic model for optimisation of wind turbine dynamics.
- Clarification of the aerodynamics for a parked rotor in relation to calculation of ultimate loads.

Besides these research areas there has also been activities within a number of other areas, often in a close collaboration with the industry to solve emerging problems, one example being analysis of ultimate load situations.

Different methods to limit or remove double stall has been investigated. The most promising method seems to be a modification of the leading edge of the airfoil in order to stabilise the laminar separation bubble and in this way reduce the risk for leading edge separation (bursting). The design will now be tested on a full scale turbine as well as through 2D wind tunnel experiments.

The accuracy of the Prandtl tip correction in the BEM model has evaluated by comparison with the axial induction computed with a new actuator line model and seems to be satisfactory. To provide further basis for evaluating the BEM model, a new model where a 3D actuator disc model is coupled to the aeroelastic code HawC has been developed. Computations in yaw have been compared with the BEM model without corrections for yaw and considerable deviations are observed.

A detailed comparison of instationary airfoil data computed with the 2D CFD program EllipSys and wind tunnel experiments, respectively, has shown a reasonable qualitative agreement but considerable quantitative deviations. More instationary wind tunnel data with a high accuracy are needed for further validation of the CFD computations.

Numerical optimisation routines have been coupled to the aeroelastic program HawC. The different input parameters can now be optimisation parameters and the object function can e.g. be the loading at an arbitrary point in the construction. The potential of the programme capabilities is illustrated by optimisation of the rotor shaft with respect to minimum flapwise loading.

The implementation of two new codes, ANSYS and ADAMS, have been performed to improve the basis for evaluation of the stability of MW turbines. A detailed modelling of the LM19.1 blade has been carried out and the rotation of the blade sections as function of the radial position has been computed. The rotation is an important parameter for a computation of edgewise vibrations.

Finally, a 3D CFD computation of the blade flow of a parked rotor has provided new insight in the C_D distribution along the blade which is important in order to evaluate the ultimate loads.

Descriptors INIS/EDB

HORIZONTAL AXIS TURBINES; AERODYNAMICS, AEROELASTICITY, MECHANICAL VIBRATIONS; WIND LOADS; YAW; STALL

Available on request from Information Service Department, Risø National Laboratory,
(Afdelingen for Informationsservice, Forskningscenter Risø), P.O.Box 49, DK-4000 Roskilde, Denmark.
Telephone +45 46 77 40 04, Telefax +45 46 77 40 13